

Entwicklung und Integration eines Pfannentemperaturmodells in einem Elektrolichtbogenofenwerk

Masterarbeit

angefertigt am

Institut für Metallurgie
Fakultät für Natur- und Materialwissenschaften
Technische Universität Clausthal

vorgelegt von

B. Sc. Michel Wurlitzer

am: 21.07.2014

Referent: Prof. Dr.-Ing. B. Tonn
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. H. Palkowski

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit versichere ich, die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt zu haben. Alle Stellen der Arbeit, die wörtlich oder sinngemäß aus anderen Quellen übernommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht. Außerdem wurde die Arbeit in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner anderen Prüfungsstelle im Sinne von § 11 Absatz 5 lit. b) der Allgemeinen Prüfungsordnung vorgelegt. Ich erkläre mich damit einverstanden, dass meine Masterarbeit in der Instituts- und der Universitätsbibliothek ausgelegt und zur Einsichtnahme aufbewahrt werden darf.

Clausthal-Zellerfeld, den 21.07.2014

Michel Wurlitzer

Danksagung

Zunächst möchte ich mich für die Betreuung der Arbeit seitens der Technischen Universität Clausthal bei Frau Prof. Tonn und ihrem Mitarbeiter Herrn M. Sc. Kroker bedanken. Ich konnte während der gesamten Zeit immer darauf vertrauen, dass mir die nötige Unterstützung entgegengebracht wird. Die Diskussionen, Anregungen und kritischen Hinterfragungen haben maßgeblich zum Inhalt dieser Arbeit beigetragen.

Besonders bedanken möchte ich mich bei der Geschäftsführung der ArcelorMittal Hamburg GmbH für die Unterstützung während meines Studiums und insbesondere während dieser Masterarbeit. In diesem Zusammenhang gilt mein Dank Herrn Dr.-Ing. Uwe Braun, Herrn Dipl.-Ing. Ansgar Jüchter und Herrn Dr.-Ing. Mohammad Safi, die mich in vielfältiger Form unterstützt und in meinen Ideen bereichert haben. Die mir übertragene Eigenverantwortung in der Bearbeitung und Ausgestaltung dieser Arbeit hat mich motiviert in neue Richtungen zu denken und auch schwierige Themen anzupacken.

Den Mitarbeitern der Prozesstechnologie, unter der Leitung von Herrn Dr.-Ing. Marc Hölling, danke ich für die gute Zusammenarbeit und insbesondere das offene Ohr, das mir immer zur Verfügung stand. Das Interesse an meiner Arbeit und die fachliche Unterstützung haben mir immer wieder geholfen meine Gedanken und Ideen geordnet zusammenzuführen.

Außerdem möchte ich mich bei Herrn M.Sc. Michael Fischer bedanken, der durch seine Korrektur der Arbeit fachlich und sprachlich dazu beigetragen hat die Fehler in dieser Arbeit auf ein Minimum zu reduzieren. Er hat das, was aus Gedankenfetzen bestand, oft zu Satz und Ordnung verholfen.

Bei meinen Eltern bedanke ich mich dafür, dass ich während der Zeit dieser Masterarbeit wie selbstverständlich bei ihnen wohnen durfte. Die Verpflegung und der Service hätten sicher in keinem Hotel besser sein können. Und auch während meines Studiums konnte ich mich immer auf ihre Hilfe verlassen.

Zu guter Letzt danke ich meiner zukünftigen Frau, Lisa Lehnecke, dafür, dass sie mich während dieser Arbeit und meines Studiums immer seelisch und moralisch unterstützt hat. Wenn es zeitlich eng wurde, konnte ich mich darauf verlassen, dass sie mir den Rücken frei hält. Außerdem hat sie jegliche Vorhaben während meines Studiums bedingungslos unterstützt und dadurch oft auf mich verzichten müssen. Danke dafür!

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis verwendeter Variablen	IV
Verzeichnis verwendeter Abkürzungen und Indizes	V
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufbau der Arbeit	2
2 Grundlagen der Wärmeübertragung	4
3 Wärmetechnische Zustände der Pfanne	9
4 Temperaturmodelle	11
4.1 Wärmeströme aus der leeren Pfanne	11
4.1.1 Wärmeverluste des Mantels	12
4.1.2 Wärmeverluste des Bodens	15
4.1.3 Wärmeverluste über das Innenhemd	17
4.1.4 Wärmeverluste im Pfannenfeuer	19
4.2 Der Abstichstrahl	24
4.3 Der Füllvorgang	27
4.4 Temperaturverlust der vollen Pfanne	28
4.4.1 Temperaturverluste über die Schlacke	28
4.4.2 Analytisches Temperaturmodell	31
4.5 Schmelz und Lösungsenthalpien der Zusätze	33
4.6 Modellierung der Stahlbadtemperatur im Pfannenofen	36
4.7 Entleerungsvorgang der Pfanne in den Stranggussverteiler	41
5 Vergleich der gesamten Modellierung mit Betriebsdaten	45
6 Implementierung des Modells in das Betriebsleitsystem	52
7 Zusammenfassung und Potential des beschriebenen Temperaturmodells	54
Abbildungsverzeichnis	VI
Tabellenverzeichnis	VIII
Wörterklärungen	IX
Literaturverzeichnis	X

Verzeichnis verwendeter Variablen

Variable	Erklärung	Einheit
α	Absorptionsgrad	-
a	Temperaturleitfähigkeit	m^2/s
A	Querschnittsfläche	m^2
β	Filmtemperatur	$1/\text{K}$
c_p	Wärmekapazität	$\text{J}/\text{kg}/\text{K} \text{ — } \text{J}/\text{m}^3/\text{K}$
D	Durchmesser	m
η	dynamische Viskosität	$\text{N} \cdot \text{s}/\text{m}^2$
g	Gravitationskonstante	$9,81 \text{ m}/\text{s}^2$
ε	Emissionsgrad	-
Gr_x	Grashof-Zahl an der Stelle x	-
K_1	Abkühlungskoeffizient Pfannenofen	K/min
l_0	charakteristische Länge	m
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\text{W}/\text{m}/\text{K}$
m	Masse	kg
Nu	Nusselt-Zahl	-
\overline{Nu}	mittlere Nusselt-Zahl	-
Pr	Prandtl-Zahl	-
\dot{q}	Wärmestromdichte	W/m^2
\dot{Q}	Wärmestrom	$\text{J}/\text{s} \hat{=} \text{W}$
Q	Wärmemenge	J
r	Reflektionsgrad	-
R	Radius	m
Ra	Rayleigh-Zahl	-
Re	Reynolds-Zahl	-
ρ	Dichte	kg/m^3
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	$5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/\text{K}^4/\text{m}^4$
ϑ	Temperatur	K
τ	Transmissionsgrad	-
Δt	Zeitintervall	s
T_0	Temperatur der Pfanne bei Anguss	$^{\circ}\text{C} \text{ — } \text{K}$
T_{PFO}	Temperatur der letzten Messung am Pfannenofen	$^{\circ}\text{C} \text{ — } \text{K}$
T_{St}	Stahlbadtemperatur	$^{\circ}\text{C} \text{ — } \text{K}$
T_V	Verteilertemperatur	$^{\circ}\text{C} \text{ — } \text{K}$
ν	kinematische Viskosität	m^2/s

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen und Indizes

Ab	Abstich
B	Boden
EOF	Elektrolichtbogenofen
FF	Feuerfest(material)
I	Innenhemd
Leg	Legierungsmittel
M	Mantel
PFO	Pfannenofen
PFF	Pfannenfeuer
SGA	Stranggießanlage
U	Umgebung
V	Verteiler

1 Einleitung

1.1 Motivation

Aus den Einsatzstoffen Schrott, Eisenschwamm und elektrischer Energie wird im Drehstrom-elektrolichtbogenofen der ArcelorMittal Hamburg GmbH Rohstahl erschmolzen. Dieser wird in der anschließenden Sekundärmetallurgie entsprechend der Zielvorgaben metallurgisch und thermisch eingestellt. Abschließend wird die nach den Kundenanforderungen legierte Schmelze in einer Stranggießanlage zu Knüppeln vergossen und im Warmwalzwerk zu Draht weiterverarbeitet.

Seit der Grundsteinlegung am 9. Dezember 1969 hat sich das Stahlwerk, das einst als lokaler Wertstoffrecycler und Baustahlproduzent geplant wurde, zu einem Lieferant von höchst anspruchsvollen Knüppel- und Walzdrahtqualitäten entwickelt [Röd13]. Die Anforderungen dieser Qualitäten an die Stahlmetallurgie, sowie das Bestreben den Umweltanforderungen der Großstadt Hamburg gerecht zu werden, haben zu einer stetigen Verbesserung von Prozessführung und -sicherheit beigetragen. Als Teilschritt dieser kontinuierlichen Entwicklung soll im Rahmen dieser Arbeit für das Stahlwerk der ArcelorMittal Hamburg GmbH ein Temperaturmodell der Stahlwerkspfannen entwickelt werden. Dieses soll die Entwicklung der Stahlbadtemperatur während der sekundärmetallurgischen Behandlung in der Pfanne beschreiben und prognostizieren.

Die gezielte Temperaturführung soll zur Verbesserung der Prozesssicherheit und -verfügbarkeit beitragen. So führen falsch temperierte Schmelzen zu Gießabbrüchen und nachfolgenden Anlagenausfallzeiten. Um das zu vermeiden wird die Stahlschmelze vor dem Abstich im Elektrolichtbogenofen überhitzt. So wird eine ausreichend hohe Temperatur sichergestellt. Aus metallurgischer und energetischer Sicht ist aber eine starke Überhitzung der Schmelze zu vermeiden, da höhere Temperaturen zu einer schlechteren Entphosphorung und zu einem höheren Abbrand der Legierungselemente beim Abstich führen [Oet89]. Gleichzeitig verschlechtert sich teilweise die Vergießbarkeit und die Haltbarkeit der verwendeten Feuerfestwerkstoffe.

Für die Erwärmung einer Tonne Stahl um 10 Kelvin, bei einem angenommenem thermischen Wirkungsgrad des Lichtbogens von 50 %, sind etwa 4,5 kWh nötig. Die Verringerung der Durchschnittstemperatur einer Charge mit 145 t Stahl um eben diesen Betrag, bedeutet eine Einsparung von 650 kWh oder 390 kg CO₂ [Ich13]. Bereits eine Absenkung der durchschnittlichen Abstichtemperatur von einem Kelvin würde zu einer Reduktion des Kohlenstoffdioxidausstoßes von 300 Tonnen pro Jahr führen. Bei einer angenommenen Jahresproduktion von 1 Mio. Tonnen Stahl ergeben sich daraus Einsparungen von ca. 18.000,- €. ¹ Solch eine gezielte Temperaturführung ist nur durch eine geeignete Temperaturvorhersage möglich, die dann wiederum zur Verbesserung von Prozess- und Energieeffizienz beiträgt.

In der Literatur sind bereits für unterschiedliche Stahlwerke Temperaturmodelle erstellt worden, die sich zum Teil auf besondere Schwerpunkte, wie die Logistik oder den Pfannenverschleiß konzentrieren (u.a. [Fel00], [Fra96]). Bei der Erstellung eines solchen Temperaturmodells sind

¹ Angenommener Strompreis 40,- €/MWh

im Einzelfall jedoch die spezifischen Produktionsgegebenheiten zu berücksichtigen und integrieren. Dazu zählen die verfügbare Anlagentechnik, die spezifischen Behandlungszeiten und die Anlagegeometrien. Außerdem sind Kontrollpunkte für das Modell durch die installierte Messtechnik zu berücksichtigen. So ergibt sich trotz der gleichen, grundlegenden physikalischen Prinzipien der Wärmeleitung ein vielschichtiges und anwendungsbezogenes Untersuchungsfeld, in dem das Gleichgewicht aus Genauigkeit und Machbarkeit gewahrt werden muss. Die Modellierungen müssen dafür den qualitativen, ökonomischen und ökologischen Anforderungen des Stahlherstellungsprozess gerecht werden und diesen verbessern.

1.2 Aufbau der Arbeit

Um den Temperaturverlauf der Pfanne geschlossen modellieren zu können, sind drei Schritte notwendig. Zum Einen ist eine klare, abgrenzende Beschreibung der Pfannenzustände nötig. Ein Pfannenzustand wird durch die eindeutige wärmetechnisch, mathematisch stetige Beschreibung definiert. Die Zahl der Einflussgrößen während eines Pfannenzustands muss prozessbedingt konstant sein. Damit wird auch deutlich, dass die Zahl der möglichen Pfannenzustände abhängig von den Prozessschritten und der verfügbaren Anlagentechnik ist.

Als zweiter Schritt folgt die eigentliche Beschreibung der Wärmeströme, während des jeweiligen Pfannenzustands. Die grundlegende Beschreibung der Temperaturverluste des Stahls in der Pfanne kann dabei nach folgenden Prinzipien erfolgen:

- Nutzung der Gleichungen zur stationären Wärmeleitung
- Bestimmung der Fourier'scher Differentialgleichungen
 - mit Randbedingungen 1. Art (Oberflächentemperatur Feuerfest)
 - mit Randbedingungen 3. Art (freie Konvektion der Schmelze)
- Ermittlung analytischer Zusammenhänge aus Messdaten
- Modellierung mittels Finiten-Differenzen/Elemente-Verfahren

Die Auswahl des Prinzips hängt dabei insbesondere von der geforderten Genauigkeit und den zur Verfügung stehenden Rechnerkapazitäten ab. Zudem hat die erwartete Dauer des jeweiligen Pfannenzustands Einfluss auf die Auswahl. So erfordert die Nutzung von Finiten-Elemente-Verfahren eine ausreichend hohe Rechenleistung, um zu gewährleisten, dass die Berechnungen online jederzeit zur Verfügung stehen. Gleichzeitig ermöglicht die Nutzung eines Pfannenofens in der Sekundärmetallurgie die nachträgliche Korrektur der Temperatur und verringert dadurch die Anforderungen an die Genauigkeit der Modellierung zwischen dem Elektrolichtbogenofen und dem Pfannenofen.

In dieser Arbeit wird zur wärmetechnischen Beschreibung der Pfannenumlauf bei der ArcelorMittal Hamburg GmbH in die wärmetechnisch relevanten Schritte unterteilt. Diese sind im schematischen Prozessablauf in der Abbildung 1.1 dargestellt. Beginnend mit dem Abstich am Elektrolichtbogenofen wird die Pfanne innerhalb von etwa vier Minuten mit Rohstahl gefüllt. Während des Abstichs werden feste Zuschläge und Zusätze² in die Schmelze zugegeben, welche die Schmelzentemperatur durch ihre Schmelz-, Lösungs- und Reaktionsenthalpien beeinflussen. Nach dem Abstich wird die Pfanne bei der ArcelorMittal Hamburg GmbH, abhängig vom

²Wörterklärungen im Anhang

Produktionsvorlauf, zunächst in den Pfannenspülstand oder den Pfannenofen gegeben. Für die wärmetechnische Beschreibung kann der Pfannenspülstand dabei wie der Pfannenofen behandelt werden, jedoch ohne die Möglichkeit des Aufheizens oder Legierens. Nach der Behandlung im Pfannenofen wird die Pfanne zur Stranggießanlage transportiert und in den Verteilerwagen gestellt. Anschließend wird die Pfanne zur Vermeidung von Wärmeverlusten mit einem Deckel geschlossen und über den Verteiler gefahren. Hier wird die Pfanne über den Pfannenschieber geöffnet und die Schmelze fließt durch das Schattenrohr in den Verteiler. Von dort aus gelangt die Schmelze in sieben Kokillen, um im Strang zu erstarren.

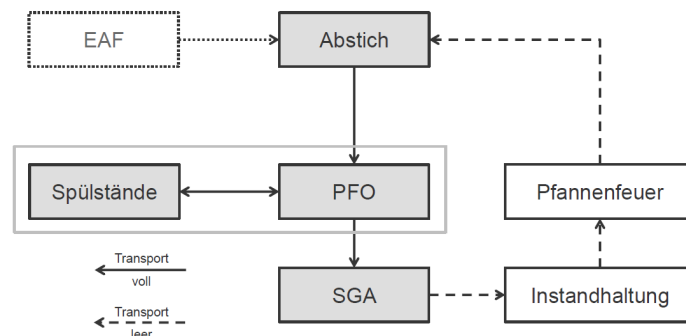


Abbildung 1.1: Wärmetechnische Einteilung des Pfannenumlaufs

Auf Basis dieser wärmetechnischen Pfannenzustände wird jeweils ein passendes Modell ausgewählt, um die Vorgänge hinlänglich zu beschreiben. Dazu werden vorhandene Modelle aus der Literatur den Gegebenheiten vor Ort angepasst und modifiziert. Für Bereiche in denen keine angemessene Beschreibung mittels bekannter Modelle möglich ist, soll anhand von Wärmebilanzen eine Modellierung ermöglicht werden. Einige Elemente, beispielsweise die Legierungsmittelzugabe, finden dabei auch mehrfach Anwendung.

Die Validierung der ausgewählten Modelle wird anhand von historischen Betriebsmessungen sowie an experimentellen Untersuchungen erfolgen. Das gilt sowohl für einzelne Parameter dieser Modelle, als auch für die gesamten Gleichungen. Wenn möglich wird eine Abschätzung des zu erwartenden Fehlers der jeweiligen Modellierung erfolgen.

Abschließend wird die Genauigkeit des gesamten verwendeten Modells über alle Prozessschritte bewertet und analysiert werden, soweit dies möglich ist. Es werden Fehlerquellen und systematische Abweichungen aufgezeigt und der Zusammenhang zwischen den ausgewählten Einzelmodellen erläutert. Zur kontinuierlichen Verbesserung des Modells werden am Ende dieser Arbeit Vorschläge zur mathematisch, stochastischen, als auch zur technischen Optimierung gemacht.

2 Grundlagen der Wärmeübertragung

Zur Beschreibung des Temperaturprofils des Stahlbades in der Pfanne, ist es notwendig die Vorgänge der Wärmeübertragung zu definieren. Nach INCROPERA ist

”Wärmeübertragung [...] der durch eine Temperaturdifferenz hervorgerufene Transport von Energie.”[ID96]

Daraus ergibt sich als Grundvoraussetzung für die Wärmeübertragung das Vorhandensein eines Temperaturgradienten in einem oder zwischen Medien [Web]. Die Art des Wärmeübergangs lässt sich dabei in drei Mechanismen unterteilen:

1. Strahlung,
2. Leitung und
3. Konvektion.

Der Wärmestrom \dot{Q} ergibt sich aus der übertragenen Wärmemenge Q pro Zeiteinheit. Aus dem sich wiederum die flächenspezifische Wärmestromdichte \dot{q} ergibt. Mit dieser lassen sich die Wärmetransportvorgänge in jedem Temperaturfeld berechnen.

Als erster Übertragungsmechanismus ist der Energietransfer durch Strahlung zu nennen. Er beruht auf Emission und Absorption elektromagnetischer Wellen zwischen Medien. Dabei sind lediglich die Abgabe (Emission) und Aufnahme (Absorption) an ein Medium gebunden, der Übertragungsweg kann auch ohne ein Medium überwunden werden. Die Wärmestromdichte durch Strahlung wird durch das Stefan-Boltzmann-Gesetz nach Gleichung 2.1 beschrieben.

$$\dot{q} = \varepsilon \cdot \sigma_B \cdot (T_{\text{Emitter}}^4 - T_U^4) \quad (2.1)$$

Die durch Strahlung induzierte Wärmestromdichte ist damit ausschließlich von der Temperatur des Mediums T_{Emitter}^4 und der Umgebung T_U^4 sowie dem Emissionsgrad ε abhängig. Der Emissionsgrad ist werkstoffspezifisch von der Oberflächenbeschaffenheit und der Zusammensetzung beeinflusst. In der Abbildung 2.1 von FRANZ PAWLEK ist eine Übersicht verschiedener Emissionsgrade angegeben [Paw83]. Es kann entnommen werden, dass der Maximalwert des Emissionsgrades bei ein und demselben Werkstoff zum Teil doppelt so groß sein kann wie der Minimalwert.

Neben der Abgabe von Wärme durch Emission kann ein Werkstoff auch Wärmestrahlung durch Absorption aufnehmen. Funktionell wird dabei elektromagnetische Strahlung, die auf den Körper trifft, in Translationsbewegung der Atome umgewandelt. In die Umgebung zurückreflektierte oder transmittierte Strahlung tritt dabei nicht in Wechselwirkung mit dem Stoff und führt zu keiner Änderung der Temperatur. Allgemein gilt dabei, dass der Absorptionsgrad α und der Emissionsgrad gleich und die Summe aus dem Absorptionsgrad, dem Reflektionsgrad r und dem Transmissionsgrad τ gleich Eins ist [VW06].

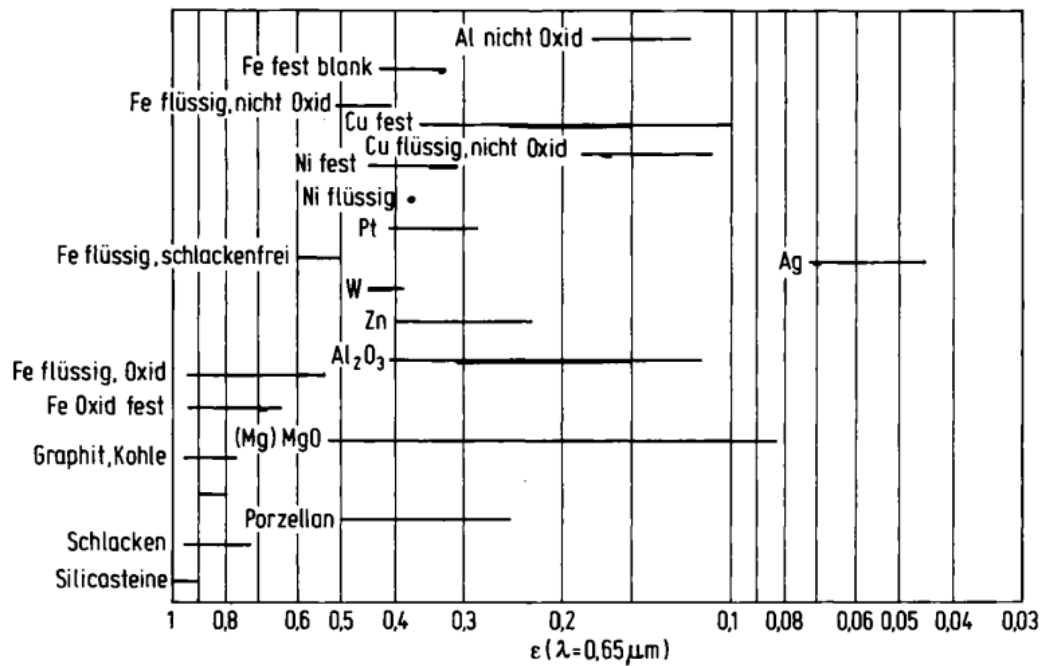


Abbildung 2.1: Emissionsgrad ε für verschiedene Materialien mit $\lambda = 0,65$ [Paw83]

$$1 = \alpha + r + \tau \quad (2.2)$$

Als zweiter Übertragungsmechanismus ist die Wärmeleitung anzuführen. Wärmeleitung findet in jedem Medium statt, indem auch ein Temperaturgradient vorhanden ist, unabhängig vom Aggregatzustand. Damit sind auch die alleinigen Voraussetzungen, nämlich Medium und Temperaturgradient gegeben. Der Wärmetransport erfolgt dabei durch Wechselwirkung der Atome untereinander. Bei Metallen durch die Bewegung der freien Elektronen. Im dreidimensionalen, kartesischen Koordinatensystem stellt sich die Wärmestromdichte nach BIOT und FOURIER aus der Wärmeleitfähigkeit λ und dem Gradientenvektor der Temperatur ∇T in Gleichung 2.3 dar.

$$\vec{q} = -\lambda \cdot \nabla T \quad (2.3)$$

Typische Wärmeleitfähigkeiten für wichtige Stoffe sind in der Tabelle 2.1 aufgelistet. Diese sind, wenn nicht anderes angegeben, für 0°C bestimmt worden [Gme14].

Tabelle 2.1: Ausgewählte Wärmeleitfähigkeiten einiger Stoffe

Werkstoff	λ /(W/m/K)	Quelle
unlegierter Stahl	48-58	[Gme14]
austenitischer Stahl (hochlegiert)	15	[Heu14]
Aluminium	237	[Gme14]
Isolierfutter (Silcapan 845)	0,22 (100°C)	interne Quelle

Wird neben dem Temperaturgradienten zusätzlich die zeitliche Änderung des Temperaturfeldes betrachtet, so ergibt sich das 1. Fourier'sche Gesetz (2.4). Aus diesem lässt sich durch die Umstellung die Änderung der Temperatur in Abhängigkeit von der Zeit beschreiben (2.5). Dabei

wurde angenommen, dass die Wärmeleitfähigkeit, Dichte und Wärmekapazität unabhängig vom Ort, der Zeit und der Temperatur sind. Wobei $a := \frac{\lambda}{\rho c_p}$ als die Temperaturleitfähigkeit eines Stoffes definiert ist. Diese beschreibt die Fähigkeit Energie zu leiten, bezogen auf die Kapazität Energie zu speichern. Ein Stoff mit hoher Temperaturleitfähigkeit reagiert schneller auf Temperaturänderungen und der Annäherung an die Gleichgewichtslage, wo hingegen ein Stoff mit niedriger Temperaturleitfähigkeit länger zum Erreichen eines stationären Zustands benötigt.

$$-\frac{\partial q_x}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) = \rho c_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} \quad (2.4)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} \quad (2.5)$$

In der Wärmeübertragung beschreibt der stationäre Zustand den Gleichgewichtszustand der Wärmeströme. Dabei ist die Summe aller Wärmeströme in einem finiten Massenelement gleich Null. Das bedeutet alle zugeführte Energie wird ebenso auch abgeführt. Der Energiegehalt des Körpers bleibt gleich, folglich ändert sich auch seine mittlere Temperatur nicht. Der instationäre Zustand beschreibt hingegen das Ungleichgewicht der Wärmeströme. Der Energiegehalt des finiten Massenelements nimmt somit zu oder ab. Die mittlere Temperatur des Massenelements steigt oder fällt. Auf die mathematische Beschreibung und deren Annäherungen an instationäre Temperaturzustände soll an dieser Stelle verzichtet werden. Es wird dafür auf einschlägige Literatur aus dem Fachbereich der Wärmeübertragung verwiesen [GS79];[VW06].

Im Falle der gefüllten Pfanne bildet sich nach einiger Zeit ein quasi-stationärer Zustand aus. Die im Stahl gespeicherte Wärmemenge ist dabei im Vergleich zur Abgeführten so groß, dass quasi keine Temperaturänderung stattfindet. Die Temperaturleitfähigkeit ist deutlich größer als die Änderung der Stahltemperatur. Im Folgenden wird der quasi-stationäre Zustand der Einfachheit halber als stationär bezeichnet.

Als dritter Mechanismus der Wärmeübertragung ist die Konvektion anzuführen. Der konvektive Wärmetransport ist dabei eine Folge des Stofftransports. Dabei wird die in der translatorischen Bewegung der Teilchen gespeicherte Wärmeenergie durch die Stoffströmungen ortsveränderlich. Die Konvektion tritt folglich nur in Gasen und Flüssigkeiten auf, da nur diese Stoffströmungen zulassen.

Die Abhängigkeit der Wärmeübertragung von der Strömung macht es nötig, dass für eine korrekte Beschreibung die Strömungsverhältnisse genau bekannt sein müssen. Dabei wird grundsätzlich zwischen zwei verschiedenen Konvektionsarten unterschieden. Erstens die freie Konvektion, die sich aus Temperaturabhängigkeit der Dichte von Gasen und Flüssigkeiten ergibt. Zweitens die erzwungene Konvektion, die durch direkte Strömungen erzeugt wird, die unabhängig vom vorliegenden Temperaturgradienten sind. Dazu zählen beispielsweise Winde oder Relativbewegung des festen Mediums zur Umgebung.

Bei Strömungen an oder über den Festkörpern bildet sich zwangsläufig eine hydrodynamische Grenzschicht aus. Die Grenzschicht ergibt sich aus zwei Randbedingungen. Zum Einen ist die Geschwindigkeit an der Phasengrenzschicht gleich Null und zum Anderen ist die makroskopische Geschwindigkeit des Fluids im unendlichen gleich. Das beschriebene Geschwindigkeitsprofil ist in der Abbildung 2.2 **b** zu entnehmen. Die resultierenden Temperaturprofile bei einer Fluidtemperatur größer und kleiner der des Festkörpers sind in **a** dargestellt.

Neben der Unterscheidung zwischen freier und erzwungener Konvektion muss bei der Art der Strömung zwischen laminar und turbulent unterschieden werden. Dabei gilt, je höher die Fluid-

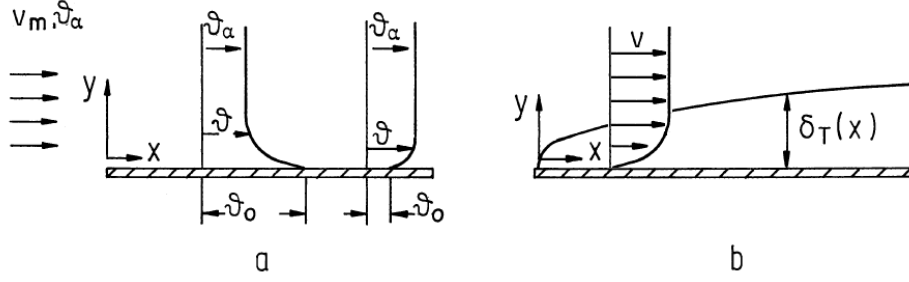


Abbildung 2.2: Temperaturprofile a und Temperaturgrenzschicht b an einer längsangeströmten, ebenen Platte nach [BK06]

geschwindigkeit und je rauer die Oberfläche, desto größer ist die Wahrscheinlichkeit, dass eine turbulente Strömung auftritt. Bei einer turbulenten Strömung findet eine stärkere Durchmischung der Grenzschicht statt, wodurch diese kleiner wird. Folglich verbessert sich der Wärmeübergang in dieser Grenzschicht. Das resultierende Temperaturprofil ist in der Abbildung 2.3 dargestellt.

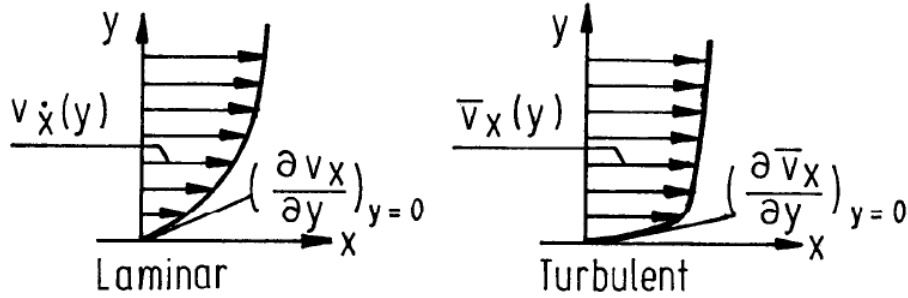


Abbildung 2.3: Laminare und turbulente Geschwindigkeitsprofil an einem überströmten Körper [BK06]

Es ist im Allgemeinen davon auszugehen, dass aufgrund von erzwungener Konvektion und durch die geometrischen Abweichungen vom idealen, die unberücksichtigt bleiben, der reale Wärmeübergang höher ist, als der berechnete ideale. Für die Berechnung des Strömungszustandes an einem überströmten Körper, muss die Bestimmung des Übergangs von laminar zu turbulent erfolgen. Dieser wird dabei durch dimensionslose Kennzahlen beschrieben, die den Zusammenhang zwischen den physikalischen Größen und Stoffkonstanten quantifizieren. Als erste dimensionslose Kennzahl ist die Prandtl-Zahl zu nennen, die den Zusammenhang zwischen der Temperaturleitfähigkeit und den Fluideigenschaften herstellt.

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\eta \cdot c_p}{k} \quad (2.6)$$

Den Zusammenhang zwischen der temperaturabhängigen Auftriebskraft und den viskositätsabhängigen Fluideigenschaften stellt die Grashofzahl dar.

$$Gr_x = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_M - T_\infty) \cdot x^3}{\nu^2} \quad (2.7)$$

Aus diesen beiden dimensionslosen Kennzahlen lässt sich, durch die Verwendung geeigneter empirischer Grenzbetrachtungen, der Übergang zwischen laminarer und turbulenter freier Konvektion bestimmen. Für den Wärmeübergang ist der Wärmeübergangskoeffizient eine entscheidende Größe. Die Beziehung zur überströmten Länge zwischen dem Fluid und dem Festkörper lässt sich mit Hilfe der Nusselt-Zahl beschreiben.

$$\bar{Nu} = \frac{\bar{h}_{Konv,M} \cdot l_0}{k_L} \quad (2.8)$$

Mit Hilfe der genannten dimensionslosen Größen lassen sich die konvektiven Wärmeübergänge an der Pfanne beschreiben und berechnen. Die im Einzelfall geltenden Randbedingungen und die empirischen Zusammenhänge sind in den Kapiteln 4.1.1 und 4.1.2 beschrieben.

3 Wärmetechnische Zustände der Pfanne

Um die auftretenden Wärmeströme eingrenzen zu können, die zur Änderung der Stahlbadtemperatur führen, müssen diesen definierte Ereignisse bzw. Wärmezustände zugeordnet werden. Ein Zustand ist dadurch eindeutig definiert, dass die Zahl und die Art der berücksichtigten, möglichen Wärmeströme während eines Zustandes gleich sind. Das heißt, es ergeben sich prozessbedingt keine wärmetechnischen Änderungen. Das für den Zustand ausgewählte Modell muss dafür stetig sein.

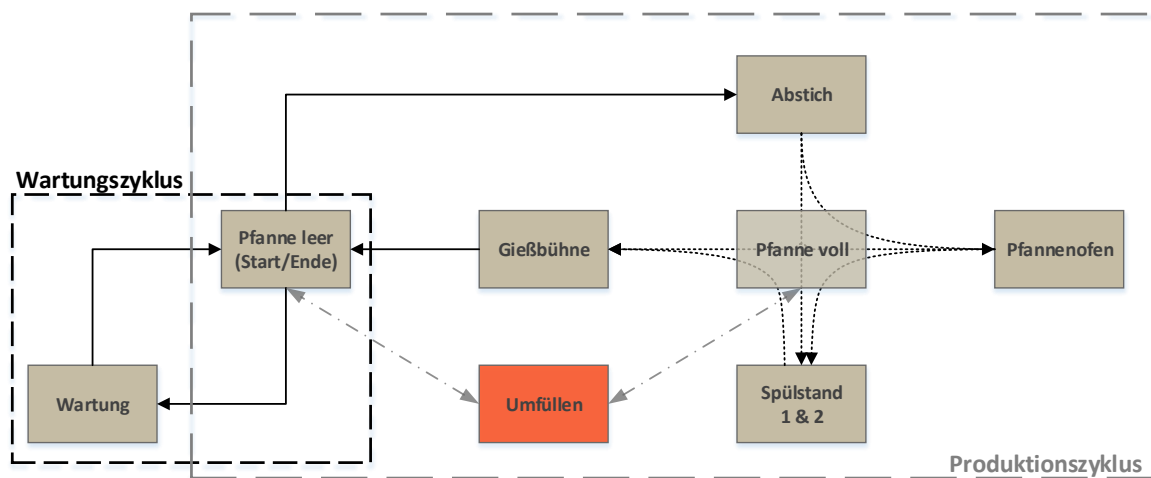


Abbildung 3.1: Wärmetechnische Pfannenzustände in einem Elektrostahlwerk

Die Pfanne kann im Produktionsprozess zwei ineinander greifende Zyklen durchlaufen. Dafür ist zwischen Wartungs- und Produktionszyklus zu unterscheiden (vgl. Abbildung 3.1). Die Zyklen überschneiden sich im Zustand der leeren Pfanne. An dieser Stelle können Pfannen dem Produktionszyklus entnommen und gewartet werden. Zur Wartung zählen längere Reparaturen an Gestell und Aufhängung, sowie die Neuzustellung der Feuerfestausmauerung. Gewartete Pfannen werden an dieser Stelle dem Produktionszyklus auch wieder zugeführt. Im Produktionszyklus ist deshalb der Startpunkt für den Pfannenumlauf an dieser Stelle zu setzen. Das ist auch aus Gründen der Wärmebilanzierung sinnvoll. Denn die Differenz der im Feuerfest gespeicherten Wärmemenge zwischen dem Abstich und Abguss ist durch die Stahlschmelze im Folgenden auszugleichen. Die Wärmeverluste in diesem Schritt beeinflussen damit direkt die Entwicklung der nächsten Schmelze.

Kommt die frisch geleerte Pfanne vom Abguss und hat den Produktionszyklus mindestens drei Mal durchlaufen, ist direkt vor dem Abstich im Feuerfestmaterial ein stationäres Temperaturprofil vorzufinden [DG80];[Fel00];[Pfe84]. Dieses stellt sich zwischen der Schmelzentemperatur auf der Innenseite und der Umgebungstemperatur auf der Außenseite ein. Nach dem Abguss der Schmelze liegt die Innenwand frei und das deutlich heißere Feuerfestmaterial gibt die gespeicherte Wärme an die Umgebung ab, ebenso der Pfannenmantel und -boden. Wird also angenommen, dass die nächste Schmelze diese Wärmeverluste der Ausmauerung ausgleichen muss, so kann

durch eine Bilanzierung direkt eine Aussage zum erwarteten Temperaturverlauf der Schmelze gemacht werden. Deshalb ist es sinnvoll mit der Berechnung des Wärmestroms der leeren Pfanne zu beginnen, um ihn der nachfolgenden Schmelze zuordnen zu können. Der Pfannenzustand „leere Pfanne“ erstreckt sich also zeitlich von Abgussende bis zum Beginn des Abstichs.

Für den Zustand der leeren Pfanne ist neben dem offenen, ungedeckelten Zustand ein Sonderfall zu betrachten. Im Pfannenfeuer wird der Pfanne durch einen Erdgas-Sauerstoff-Brenner thermische Energie zugeführt. Es addiert sich also zu den negativen Wärmeströmen aus der Pfanne ein positiver. Dieser kann jedoch mit in den Zustand „leere Pfanne“ integriert werden, da für den Fall, dass die Pfanne nicht im Pfannenfeuer steht der zugeführte Wärmestrom gleich Null ist.

Auf die Leerstandzeit folgt der Abstich. Dieser ist getrennt vom darauf folgenden vollen Zustand der Pfanne zu betrachten. Der Grund hierfür ist, dass zum Einen die Zeitkomponente und die resultierenden Wärmeverluste klein sind und zum Anderen sind der Füllstand, der Abstichstrahl und die Legierungsmittelzugabe zu berücksichtigen.

Nach dem Abstich wird die gefüllte, ungedeckelte Pfanne zum Pfannenofen oder in einen der Spülstände transportiert. Während des Transport („volle Pfanne“) erstarrt die Schlacke oberflächlich und das Feuerfestmaterial wird durch die Schmelze aufgewärmt. Dieser Vorgang ist durch die begrenzte Temperaturleitfähigkeit instationär und dementsprechend zu behandeln.

Ist die Pfanne in dem Pfannenwagen am PFO angekommen, wird durch einen im Pfannenboden integrierten Spülstein Argon in die Stahlschmelze geleitet. Die durch den heterogenen Auftriebsfreistrahle induzierte Schmelzenströmung lässt die erstarrte Schlacke aufschmelzen und erhält diesen Zustand im Folgenden. Sowohl der Aufschmelzvorgang, als auch die danach permanent flüssige Schlacke sorgen für erhöhte Wärmeverluste. Im Pfannenofen erfolgt neben der Behandlung mit Argon eine Zufuhr von elektrischer Energie, die zum Aufheizen genutzt wird. Außerdem wird die Schlacke und die Stahlschmelze durch die Zugabe von Zuschlägen und Zusätzen metallurgisch eingestellt. Im Pfannenspülstand sind die grundlegenden Bedingungen ähnlich, es erfolgt lediglich kein Erwärmen und Legieren. Die Zustände „Pfannenofen“ und „Spülstand“ können aus diesem Grund zusammengefasst werden. Das verringert die Zahl der aufzustellenden Modelle.

Der sekundärmetallurgischen Behandlung folgt wieder ein Transport der Schmelze, in diesem Fall zum Abguss. Der Abguss beginnt mit dem Öffnen des Pfannenschiebers und endet mit dessen Schließen. Während dieser Zeit wird die Pfanne kontinuierlich entleert. Der Badspiegel in der Pfanne sinkt, wodurch sich das Verhältnis der Schmelzenoberfläche zum Volumen ändert. Dieser Vorgang tritt nur beim Abguss auf. Deshalb ist auch dieser Vorgang als Pfannenzustand, getrennt von den anderen, zu betrachten.

Der damit beschriebene Pfannenumlauf lässt sich wärmetechnisch sehr gut anhand der Prozessschritte einteilen und abgrenzen. Wichtig ist die Festlegung eindeutiger Ereignisse, wie beispielsweise das Öffnen und Schließen des Pfannenschiebers. An den Schnittstellen der Pfannenzustände ist jeweils eine Übergabe der berechneten Temperatur zu erfolgen, damit der darauffolgende Abschnitt, von dieser Temperatur ausgehend, berechnet werden kann.

4 Temperaturmodelle

4.1 Wärmeströme aus der leeren Pfanne

Nachdem die Pfanne vollständig entleert, abgeschlackt und kontrolliert wurde, wird diese wieder zum Abstich transportiert. Währenddessen verliert die leere Pfanne, insbesondere über das Innenhemd¹, große Mengen Wärme an die Umgebung. Die hohen Oberflächentemperaturen führen zu einem besonders hohen Strahlungsanteil, der den Großteil der Wärmeverluste ausmacht. Aus diesem Grund wird die Pfanne, zum Ausgleich längerer Leerstandzeiten, im Pfannenfeuer beheizt. Bei ArcelorMittal Hamburg stehen dafür zwei liegende und zwei stehende Pfannenfeuer zur Verfügung sowie eines direkt am Abstich, dem sogenannten "Last-Minute-Burner". Durch den Einsatz der Pfannenfeuer können die Temperaturverluste begrenzt und eine anschließend starke Abkühlung der neuen Schmelze vermieden werden.

Im folgenden Abschnitt soll mit den grundlegenden Gleichungen der Wärmeübertragung der Wärmestrom von der Pfanne an die Umgebung abgeschätzt werden. Dafür sollen die zu bilanzierenden Wärmeströme auf die Teilbereiche des Mantels, des Bodens und des Innenhemds aufgeteilt werden. Als letzter Schritt erfolgt eine Integration des Pfannenfeuers mit einem positiven Energiestrom, der die Verluste begrenzt. Die bestimmten Ergebnisse sollen dazu mit Messparametern abgeglichen werden.

Die Summe aller Wärmeströme der leeren Pfanne lässt sich nach Gleichung 4.1 bilanzieren. Der Summenstrom aus der leeren Pfanne $\dot{Q}_{\text{leere Pfanne}}$ setzt sich zusammen aus den Verlusten des Mantels \dot{Q}_{Mantel} und des Bodens \dot{Q}_{Boden} sowie des Innenhemds $\dot{Q}_{\text{Innenhemd}}$ an die Umgebung. Zusätzlich kann die thermische Energie $\dot{Q}_{\text{Pfannenfeuer}}$ über das Pfannenfeuer zugeführt werden. Das Vorzeichen der einzelnen Wärmeströme ergibt sich aus den jeweiligen Stromrichtungen. Ströme, die den Bilanzraum Pfanne verlassen, besitzen ein negatives Vorzeichen. Die einzelnen Wärmeströme sollen in den folgenden Abschnitten näher untersucht werden.

$$\dot{Q}_{\text{leere Pfanne}} = \dot{Q}_{\text{Mantel}} + \dot{Q}_{\text{Boden}} + \dot{Q}_{\text{Innenhemd}} + \dot{Q}_{\text{Pfannenfeuer}} \quad (4.1)$$

Zuvor sollen für die Berechnung der Wärmeverluste während der Leerstandzeit noch Annahmen getroffen werden. Die Wärmeströme vom Stahlmantel und -boden an die Umgebung setzen sich aus freier Konvektion und Strahlung zusammen. Für den Wärmestrom vom Innenhemd der Pfanne wird nur die Strahlung berücksichtigt, da der konvektive Anteil gering ist. Der Emissionsgrad des Stahlmantels wird unabhängig von der Temperatur mit $\varepsilon = 0,8$ festgelegt [Ome14]. Als Randbedingung für den Wärmestrom durch das Feuerfestmaterial, wird angenommen, dass die Oberflächentemperatur des Mantels und Bodens eine Funktion der Innenhemdtemperatur ist. Die Funktion ergibt sich aus dem stationären Temperaturprofil, beginnend bei der gefüllten Pfanne mit einer Innenhemdtemperatur von ca. 1600 °C und der folgenden Abkühlung nach der Entleerung. Der Verlauf dieser Temperatur soll durch Messungen bestimmt und die resultierende Außentemperatur validiert werden.

¹Sichtbare Feuerfestauskleidung der Pfanne

4.1.1 Wärmeverluste des Mantels

Als erster Teilschritt der Untersuchungen zu den Wärmeströmen aus der leeren Pfanne soll die Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Oberflächentemperatur des Pfannenmantels/ -bodens und des Emissionsgrades untersucht werden. Erzwungene Konvektion soll unberücksichtigt bleiben, da der Produktionsablauf in einer geschlossenen Halle stattfindet. Es soll dafür der kombinierte Wärmeübergangskoeffizient α_{M-U} bestimmt werden, der sowohl Konvektion, als auch Strahlung umfasst. Während der bekannte konvektive Wärmeübergangskoeffizient $h_{\text{Konv.}}$ direkt in α_{M-U} eingeht, ist der Strahlungsanteil $h_{\text{Strahlung}}$ aus Gleichung 2.1 entsprechend Gleichung 4.3 zu bestimmen. Das ist möglich unter der Annahme, dass der Emissionsgrad im betrachteten Temperaturbereich konstant ist. Die Umgebungstemperatur ist auf 25°C festgelegt worden.

$$\dot{q}_{M-U} = \alpha_{M-U} \cdot (T_M - T_U) \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} &= h_{\text{Konv.}} \cdot (T_M - T_U) + \varepsilon \cdot \sigma_B \cdot (T_M^4 - T_U^4) \\ &= h_{\text{Konv.}} \cdot (T_M - T_U) + \underbrace{\varepsilon \cdot \sigma_B \cdot (T_M + T_U) \cdot (T_M^2 + T_U^2)}_{h_{\text{Strahlung}}} \cdot (T_M - T_U) \end{aligned} \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} &= h_{\text{Konv.}} \cdot (T_M - T_U) + h_{\text{Strahlung}} \cdot (T_M - T_U) \\ \Rightarrow \alpha_{M-U} &= h_{\text{Konv.}} + h_{\text{Strahlung}} \end{aligned} \quad (4.4)$$

Mit dem kombinierten Wärmeübergangskoeffizienten ist es anschließend möglich die Wärmeströme des Mantels und Bodens direkt für unterschiedliche Oberflächentemperaturen zu bestimmen. Für den Pfannenboden erfolgt die Berechnung im nachfolgenden Abschnitt 4.1.2, bei dem veränderte Konvektionsverhältnisse berücksichtigt werden müssen.

Für den Mantel werden zur Berechnung zusätzlich folgende zusätzlichen Annahmen getroffen:

- Vernachlässigung von Verstärkungsrippen, Anbauten und Aufhängung
- Homogene Temperaturverteilung an der gesamten Oberfläche
- Gleiche Stärke des Feuerfestmaterials, insbesondere des Verschleißfutters, in Abhängigkeit von der Höhe

Für den Stahlmantel wurde die mittlere Temperatur auf 250 - 300 °C durch Pyrometermessungen bestimmt. Die Thermokameraaufnahme einer Pfanne ist zum Vergleich im Anhang dargestellt (Abbildung 7.2). Für den genannten Temperaturbereich wurde unter der Berücksichtigung der Randbedingungen zunächst die Wärmestromdichte $\dot{q}_{\text{Strahlung}}$ bestimmt, um daraus die kombinierte Wärmestromdichte $\dot{h}_{\text{Strahlung}}$ abzuleiten zu können. Die durchzuführende Rechnung ist der Gleichung 4.5 zu entnehmen und dort beispielhaft für 300 °C durchgeführt.

$$\begin{aligned}\dot{q}_{\text{Strahlung}} &= \varepsilon \sigma_B (T_M^4 - T_U^4) \\ &= 0,8 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} (573^4 - 298^4)\end{aligned}\tag{4.5}$$

$$\begin{aligned}\dot{q}_{\text{Strahlung}} &= 4532 \frac{W}{m^2} \\ h_{\text{Strahlung}} &= \varepsilon \cdot \sigma_B (T_M^2 + T_U^2) (T_M + T_U) = 16,48 \frac{W}{m \cdot K}\end{aligned}\tag{4.6}$$

Für weitere Temperaturen ist die berechnete Wärmestromdichte in Tabelle 4.1 aufgelistet. Um den Einfluss des Emissionsgrad und damit der Strahlung bei den jeweiligen Temperaturen darzustellen, wurde zum Vergleich noch die Wärmestromdichte für einen Emissionsgrad von $\varepsilon = 0,5$ angegeben. Der Emissionsgrad ist neben der Temperatur auch vom Oberflächenzustand und dem abstrahlenden Material abhängig und kann für die verwendeten Pfannen anhand von Datenblättern [Ome14] abgeschätzt werden. Für die Berechnungen der Wärmestromdichte der Pfanne ist es in diesem Fall sinnvoll einen etwas höheren Emissionsgrad anzunehmen, da die realen Wärmeströme aufgrund von erzwungener Konvektion und Anbauteilen tendenziell höher sind. Ein höher angenommener Emissionsgrad gleicht dies aus. Bei der Betrachtung der Werte in Tabelle 4.1 fällt die starke Zunahme bei hohen Temperaturen auf. Das ist auf den exponentiellen Einfluss aus Gleichung 4.5 zurückzuführen. Zur Veranschaulichung der Größen sei dargestellt, dass der Wärmestrom bei 350°C zu einem Temperaturverlust der Stahlschmelze von ca. $0,16^\circ\text{C}/\text{min}$ bei einem Schmelzengewicht von 145 Tonnen führt.

Tabelle 4.1: Berechnete Wärmestromdichten aufgrund von Strahlung nach Gleichung 4.5

Manteltemperatur $^\circ\text{C}$	$\dot{q}_{\text{Strahlung}}$ mit $\varepsilon = 0,5$ $/(W/m^2)$	$\dot{q}_{\text{Strahlung}}$ mit $\varepsilon = 0,8$ $/(W/m^2)$
50	85,00	136,01
100	325,20	520,31
150	684,07	1094,51
200	1195,48	1912,76
250	1897,52	3036,03
300	2832,56	4532,09
350	4047,19	6475,50

Für die gesamte Wärmestromdichte des Mantels $\dot{q}_{\text{ges M}}$ ist noch der konvektive Anteil zu bestimmen. Dieser ist abhängig von der entstehenden hydrodynamischen Grenzschicht, welche sich wiederum aus dem vorliegenden Strömungszustand ergibt. Der Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung lässt sich dabei anhand der in Abschnitt 2 genannten dimensionslosen Kennzahlen bestimmen, die die Stoffeigenschaften berücksichtigen. Turbulente Strömung an einer senkrechten Wand liegt nach WEBER bei freier Konvektion vor, wenn Gleichung 4.7 erfüllt ist [Web].

$$Gr_x \cdot Pr \geq 10^9\tag{4.7}$$

Daraus ergibt sich für die Pfannenhöhe $x = 5\text{ m}$ als überströmte Länge mit der Prandtlzahl Pr und der Grashofzahl Gr der Übergang von Laminar zu Turbulent bei 300°C :

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda} \quad (4.8)$$

$$Gr_x = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_M - T_\infty) \cdot x^3}{\nu^2} \quad (4.9)$$

$$Gr_x \cdot Pr = 10^9 \quad (4.10)$$

$$x = 0,6\text{ m} \quad (4.11)$$

Ab einer überströmten Länge von $0,6\text{ m}$ liegt danach turbulente Strömung vor. In Relation zur Gesamthöhe der Pfanne mit 5 m ist der laminare Bereich klein, weshalb dieser zur Vereinfachung vernachlässigt werden soll. Die Vereinfachung führt zu einem etwas erhöhten Wärmestrom, durch die dünnere hydrodynamische Grenzschicht. Die Auswirkung wird, analog zum höheren Emissionsgrad, durch die gewählten Annahmen ausgeglichen.

Für freie Konvektion und turbulente Strömung gilt für die Nusselt-Zahl der empirische Zusammenhang aus Gleichung 4.12 nach WEBER [Web]. Aus dieser lässt sich durch Umstellen der konvektive Wärmeübergangskoeffizient bestimmen 4.13.

$$\overline{Nu} = 0,1 \cdot (Gr_5 \cdot Pr)^{\frac{1}{3}} = \frac{\bar{h}_{\text{Konv.,M}} \cdot l_0}{\lambda_{\text{Luft}}} \quad (4.12)$$

$$= 835,1$$

$$\Rightarrow \bar{h}_{\text{Konv.,M}} = 7,36 \frac{W}{m^2 \cdot K} \quad (4.13)$$

$$\Rightarrow \dot{q}_{\text{Konv.,M}} = 2025 \frac{W}{m^2} \quad (4.14)$$

mit:

$$Pr = 0,7083 \quad Gr_5 = 8,22 \cdot 10^{11} \quad \lambda_{\text{Luft}}(385,5\text{ K}) = 0,0441 \frac{W}{m \cdot K} \quad l_0 = x = 5\text{ m} \\ \beta = 1/\bar{T}$$

Die für 300°C berechnete konvektive Wärmestromdichte stimmt dabei gut mit dem Wert von PLUSCHKELL mit $7 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ überein [Plu], ebenso mit dem von BÖGE angegebenen Bereich von $5,8$ bis $9,3 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ [Bög95]. Daraus ergibt sich für die gesamte Wärmestromdichte \dot{q}_{ges} des Mantels der Wärmestrom $\dot{Q}_{\text{ges,M}}$ nach Gleichung 4.15 und 4.16

$$\dot{q}_{\text{ges,M}} = \dot{q}_{\text{Konv,M}} + \dot{q}_{\text{Strahlung,M}} = 6557 \frac{W}{m^2} \quad (4.15)$$

$$\dot{Q}_{\text{ges,M}} = \dot{q}_{\text{ges}} \cdot A_M = 331,13\text{ kW} \hat{=} 331,13\text{ kJ/s} \quad (4.16)$$

Der kombinierte Wärmeübergangskoeffizient α_{M-U} beträgt $23,84 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ und stimmt gut mit dem Diagramm aus HEILIGENSTAEDT überein [Hei66].²

²Diagramm im Anhang Abbildung 7.1.

4.1.2 Wärmeverluste des Bodens

Für den Pfannenboden gelten andere Konvektionsbedingungen, da erwärmte Luft, anders als beim Mantel, nicht senkrecht nach oben aufsteigen kann. Die warme Luft schiebt sich am Boden von der Mitte aus radial nach außen. Die sich ergebende Grenzschicht ist dicker, als bei einer senkrechten Wand. Die Strömung ist bei gleicher überströmter Länge langsamer. Es werden zur Berechnung folgende weitere Annahmen gemacht:

- Vernachlässigung von Verstärkungsrippen und Anbauten
- Vernachlässigung von Spülstein und Abstichloch
- Homogene Stärke und Zusammensetzung des Feuerfestmaterials im Bodenbereich, Vernachlässigung von Spülstein und Abstichloch
- $h_{\text{Strahlung},M} = h_{\text{Strahlung},B}$

Durch die Annahmen ergibt sich, dass nur die freie Konvektion am Pfannenboden bestimmt werden muss. Angenommen wird dafür eine horizontale, unendlich ausgedehnte Platte mit konvektiver Kühlung auf der Unterseite [Nus10]. Dazu wird wieder der Übergangspunkt von turbulenter zu laminarer Strömung bestimmt. Die maximal überströmte Länge beträgt im Falle des Pfannenbodens dem Radius r . Laminare Strömung liegt bei Erfüllen des Entscheidungskriteriums mit $x = r$ bei $10^3 < Ra \cdot f_1(Pr) < 10^{10}$ vor. Dieses enthält die dimensionslose Rayleigh-Zahl Ra , dem Produkt aus der Grashof- und Prandtlzahl. Die Rechnungen 4.17, 4.18 und 4.19 sind, wie für die Mantelberechnungen, für 300°C durchgeführt. Ergebnisse für andere Temperaturen sind der Tabelle in Abbildung 7.3 im Anhang zu entnehmen.

$$f_1 = \left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{-16}{9}} \quad (4.17)$$

$$= 0,3467$$

$$Ra = Gr \cdot Pr = 1,91 \cdot 10^{10} \quad (4.18)$$

$$Ra \cdot f_1(Pr) = 6,62 \cdot 10^9 \quad (4.19)$$

Unter Berücksichtigung des Entscheidungskriteriums kann angenommen werden, dass selbst am äußersten Rand laminare, freie Konvektion vorzufinden ist. Die gesamten Berechnungen zum konvektiven Wärmeübergang des Pfannenbodens erfolgen deshalb für eine laminare Strömung. Mit der dazugehörige Nusselt-Zahl, die sich aus der Rayleigh-Zahl ergibt, lässt sich analog zu Abschnitt 4.1.1 der Wärmeübergangskoeffizient (4.21) bestimmen.

$$\overline{Nu} = 0,6 \cdot [Ra \cdot f_1(Pr)]^{\frac{1}{5}} \quad (4.20)$$

$$= 56,23$$

$$\bar{h}_{\text{Konv.},B} = 1,52 \frac{W}{m^2 \cdot K} \quad (4.21)$$

$$\dot{q}_{\text{Konv.},B} = 418,6 \frac{W}{m^2} \quad (4.22)$$

Zusammenfassend lässt sich der gesamte, von der Bodenoberfläche ausgehende, Wärmestrom bestimmen. Der kombinierte Wärmeübergangskoeffizient α_{B-U} beträgt $18 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ und ist etwa $7 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ niedriger als von HEILIGENSTAEDT angegeben [Hei66].

$$\dot{q}_{ges,B} = 4950,7 \frac{W}{m^2} \quad (4.23)$$

$$\dot{Q}_{ges,B} = (\dot{q}_{Konv,B} + \dot{q}_{Strahlung}) \cdot A_B = 39,8 \text{ kW} \hat{=} 39,8 \text{ kJ/s} \quad (4.24)$$

Zur Prüfung der Ergebnisse wurde der temperaturabhängige Verlauf des berechneten Wärmeübergangskoeffizienten den Werten aus dem Diagramm von HEILIGENSTAEDT gegenübergestellt. Dazu wurden die Wärmeübergangskoeffizienten α_{M-U} für die gewählten Emissionsgrade für den Mantel (vertikal), sowie für den Boden (horizontal) in Abbildung 4.1 dargestellt.

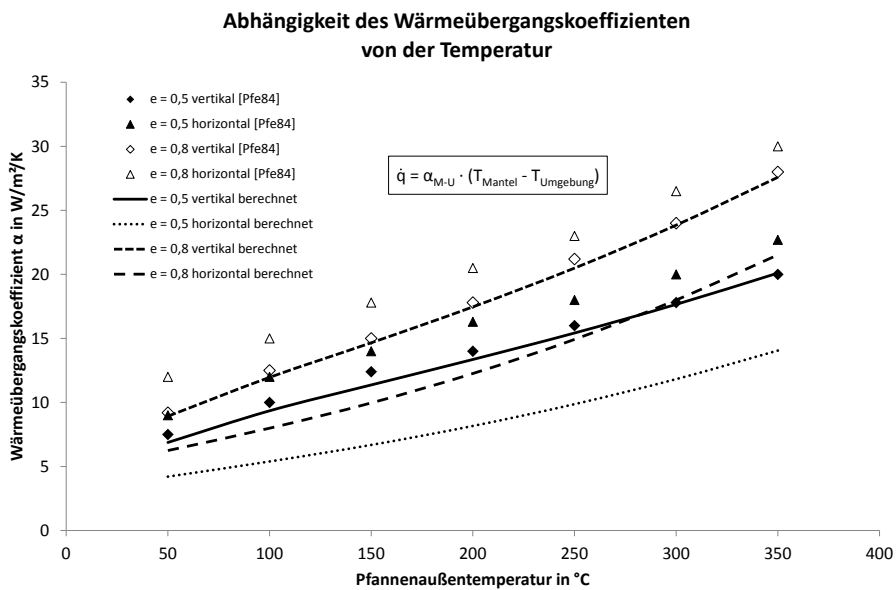


Abbildung 4.1: Vergleich des berechneten Wärmeübergangskoeffizienten mit den Berechnungen von HEILIGENSTAEDT [Hei66]; Umgebungstemperatur 25 °C

Der Abbildung kann entnommen werden, dass die Berechnungen für den Mantel, unabhängig vom Emissionsgrad, sehr gut mit den Literaturwerten übereinstimmen. Es ist anzunehmen, dass die Berechnungen von HEILIGENSTAEDT auf Basis der gleichen Annahmen und mit ähnlichen Parametern erfolgte. Für den Wärmeübergang an der horizontalen Fläche ist festzustellen, dass eine systematische Abweichung zwischen dem Literaturwert und der Rechnung bestehen. Die berechneten Werte für den Boden sind niedriger als für den Mantel. In den Ausführungen von HEILIGENSTAEDT ist dies entgegengesetzt. Da der Wärmeübergangskoeffizient durch Strahlung als unabhängig von der Lage betrachtet werden kann ist davon auszugehen, dass für die Berechnungen des Bodens andere Annahmen zum Strömungszustand gemacht wurden. In Kontrollrechnungen konnten vergleichbare Ergebnisse für die freie Konvektion einer unendlich ausgedehnten Platte mit Kühlung auf der Oberseite erzielt werden. Insgesamt zeigt die Überprüfung jedoch, dass die gewählten Annahmen im Einklang mit der Literatur stehen und die resultierenden Berechnungen korrekt sind. Sie können damit zur Abschätzung der Wärmeverluste über die Wände verwendet werden.

4.1.3 Wärmeverluste über das Innenhemd

Während der Stahl sich in der Pfanne befindet, kann für die Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials die Stahltemperatur angenommen werden [Fra96]; [Pfe84]; [Vol]. Nach dem Entleerungsvorgang erfolgt eine kontinuierliche Abkühlung des Feuerfestmaterials. In der Ausmauerung bildet sich dabei ein instationäres Temperaturprofil aus. Dieses ist abhängig von der abgeführten Wärmemenge und der Temperaturleitfähigkeit des Feuerfestmaterials. Da die abgeführte Wärmemenge jedoch eine Funktion der Oberflächentemperatur ist, lässt sich die Wärmebilanzgleichung nur über Differentialgleichungen lösen. Für eine Bestimmung des Temperaturprofils sind zudem sehr genaue Kenntnisse über die Materialeigenschaften des Feuerfestmaterials im behandelten Temperaturbereich nötig. Da jedoch nur Abschätzungen dieser im Temperaturbereich über 1000 °C vorliegen, sind die zu erwartenden Ergebnisse ebenfalls nur Näherungswerte.

Aus diesem Grund wird nur den Wärmestrom aus der Pfanne zu bilanziert, unabhängig vom sich ergebenden Temperaturprofil im Feuerfestmaterial. Dazu werden Messungen ausgewertet, die die Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials in Abhängigkeit von der Zeit beschreiben. Im Messzeitraum liegt die Oberflächentemperatur oberhalb von 700 °C. Der konvektive Anteil beträgt in diesem Fall weniger als 10 % des gesamten Wärmestroms. Der Fehler durch eine Vernachlässigung dieses Anteils ist deshalb als klein einzuschätzen. Als deutlich bedeutendere Fehlergröße ist die Oberflächentemperatur anzusehen.

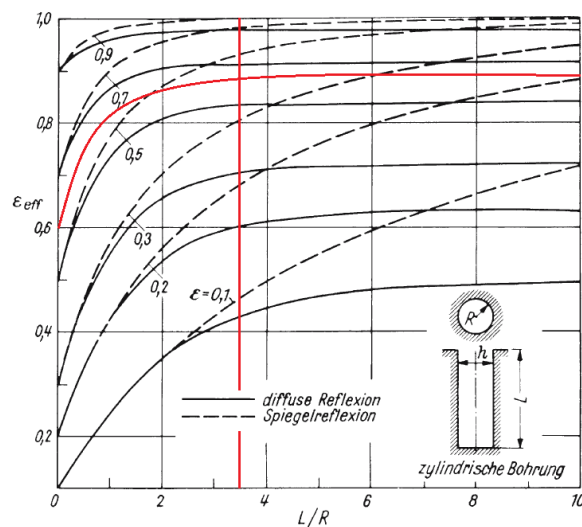


Abbildung 4.2: Abhängigkeit des Emissionsgrad von der Geometrie; nach [VW06]

Bei der Berechnung des Wärmestroms durch Strahlung muss die Geometrie der Pfanne berücksichtigt werden. Es handelt sich im Falle der offenen Pfanne um einen strahlenden Hohlraum. Als abstrahlende Fläche wird die Pfannenöffnung betrachtet. Die Bewertung des Emissionsgrades in Abhängigkeit vom Verhältnis von Höhe und Länge kann dem Diagramm 4.2 entnommen werden. Dieses wurde dem VDI-Wärmeatlas [VW06] entnommen und gilt für einen zylindrischen Hohlraum. Dabei wird die vergrößerte Fläche des Pfanneninneren durch einen größeren Emissionsgrad berücksichtigt. An der Ordinate ist der Emissionsgrad gleich dem materialspezifischen Wert, von diesem aus ergibt sich die Kurve des effektiven Emissionsgrades. In der Abbildung 4.2 wurden die geometrischen Bedingungen der Pfanne und die Emissionsgradlinie für das Feuerfestmaterial [Hoe12] mit einer roten Linie eingetragen. Am Schnittpunkt dieser Linien kann der effektive Emissionsgrad mit $\epsilon_{eff} = 0,87$ abgelesen werden.

Um den zeitlichen Wärmestrom aus der Pfanne nach Gleichung 2.1 bestimmen zu können, muss der zeitliche Verlauf der Feuerfesttemperatur $T_{FF}(t)$ bekannt sein. Dazu wurden Pyrometermessungen der Feuerfest-Oberflächentemperatur durchgeführt und im zeitlichen Verlauf aufgetragen. In Abbildung 4.3 sind diese Messwerte dargestellt und entsprechend gefittet. Es ist zu erkennen, wie die Temperatur direkt nach der Entnahme aus dem Pfannenfeuer stark abfällt und sich bereits nach 15 bis 20 min einem Grenzwert nähert.

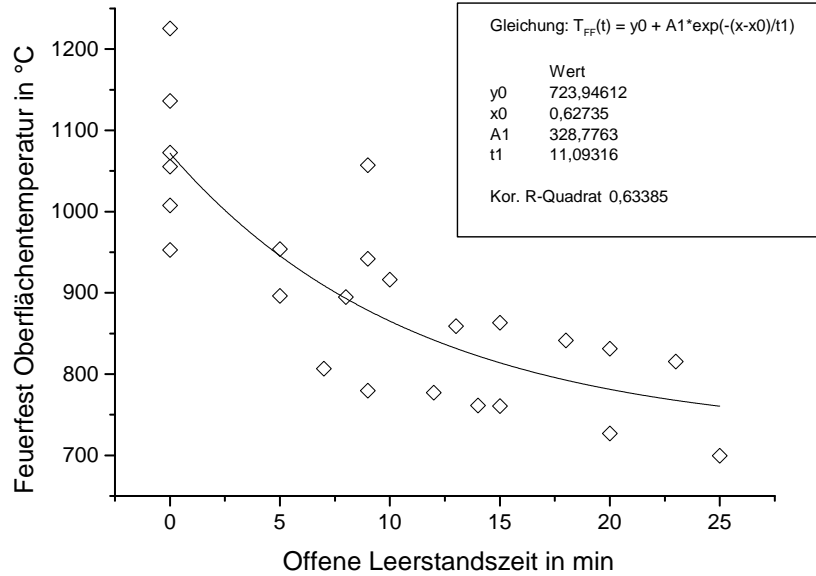


Abbildung 4.3: Entwicklung der Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials nach der Entnahme aus dem Pfannenfeuer

Die Gleichung 4.25 des Fit enthält zwei wesentliche Parameter y_0 und A_1 . Mit y_0 wird die Grenztemperatur festgelegt, der sich die Oberflächentemperatur annähert, während A_1 den Schnittpunkt mit der Ordinate beeinflusst. Die entsprechenden Zahlenwerte können der Darstellung 4.3 entnommen werden. Der Grenzwert liegt dabei knapp oberhalb von 700 °C. Bei dieser Temperatur verliert das Feuerfest das sichtbare Rotglühen. Theoretisch fällt die Temperatur auch unterhalb des Grenzwertes ab, jedoch verläuft dies deutlich langsamer. Für den prozessrelevanten Temperaturbereich ist die Näherung hinreichend genau.

$$T_{FF}(t) = y_0 + A_1 \cdot e^{-(x-x_0)/t_1} \quad (4.25)$$

Damit ergibt sich für die Wärmestromdichte vom Innenhemd \dot{q}_I die Gleichung 4.26. Durch Integration lässt sich die abgegebene Wärmemenge pro Quadratmeter in den jeweiligen Grenzen bestimmen (Gleichung 4.27). Multipliziert mit der Querschnittfläche der Pfannenöffnung von 5,3 m² ergibt sich die abgegebene Wärme für die offenstehende, leere Pfanne.

$$\dot{q}_I = \varepsilon \cdot \sigma_B \cdot \left(\left(y_0 + A_1 \cdot e^{-(x-x_0)/t_1} \right)^4 - T_U^4 \right) \quad (4.26)$$

mit: $y_0 = 723,95 \text{ K}$ $A_1 = 826,05 \text{ K}$ $x_0 = 0,627$ $t_1 = 11,09$

Durch die Bestimmung des Integrals 4.27 lässt sich die abgestrahlte Wärmemenge in den jeweiligen Grenzen bestimmen. Die untere Grenze M ist durch Umstellung aus Gleichung 4.25 als Zeit zu bestimmen, mit der letzten bekannten Feuerfesttemperatur T_{FF} . Die letzte bekannte Feuerfesttemperatur ist dabei entweder gleich der Schmelzentemperatur oder bestimmt aus der letzten Feuerfesttemperatur im Pfannenfeuer (Abschnitt 4.1.4). Die obere Grenze ergibt sich aus der offenen Leerstandzeit.

$$\begin{aligned}
 A \cdot \int_M^N [\dot{q}] dt &= Q \\
 &= A \cdot \left[4,93 \cdot 10^{-8} \cdot \left(-1,62 \cdot 10^{12} \cdot e^{0,36 \cdot t} \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - 9,85 \cdot 10^{12} \cdot e^{0,27 \cdot t} - 2,53 \cdot 10^{13} \cdot e^{0,18 \cdot t} \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - 3,84 \cdot 10^{13} \cdot e^{0,09 \cdot t} + 9,80 \cdot 10^{11} \cdot t \right) \right]_M^N
 \end{aligned} \tag{4.27}$$

4.1.4 Wärmeverluste im Pfannenfeuer

Das Pfannenfeuer dient dazu die Wärmeverluste über das Innenhemd zu begrenzen, die in Abschnitt 4.1.3 beschrieben werden. Im Pfannenfeuer wird die Pfanne mit einem Deckel geschlossen. In diesem ist zentral ein Erdgas-Sauerstoffbrenner installiert, durch dessen Flamme die Pfanne beheizt wird. Der entstehende Abgasstrom wird über einen installierten Schornstein mit Regelklappe abgeführt.

Für die Wärmeströme im Pfannenfeuer wird die Annahme getroffen, dass die Oberflächentemperatur des Feuerfest gegen eine Grenztemperatur läuft. Bei Erreichen dieser Temperatur kann von einem stationären Zustand ausgegangen werden. Die Mantel- und Bodentemperatur lässt sich über das stationäre Temperaturprofil im Feuerfestmaterial bestimmen. Damit ist es möglich die Wärmestromdichte an der Außenwand zu berechnen. Nach Definition des stationären Zustands ist die Änderung der Wärmeströme gleich Null. Der über die Flamme an der Innenwand zugeführte, entspricht damit gleich dem auf der Außenseite abgeführten Wärmestrom. Mit der Annahme, dass der Absorptionsgrad des Feuerfestmaterials unabhängig von der Temperatur ist, kann abgeschätzt werden, dass die vom Pfannenfeuer der Pfanne zugeführte Energie, dem Wärmestrom im Gleichgewicht entspricht. Verlustströme, zum Beispiel aus dem Abgas, werden somit nicht bilanziert. Aus der Berechnung des Gleichgewichts wird nur der reale Nutzwärmestrom an der Grenzschicht Luft-Innenhemd bestimmt.

Um die zugeführte Wärmemenge durch das Pfannenfeuer und die Gleichgewichtslage zu bestimmen, wurden Messungen ausgewertet, die die Feuerfesttemperatur in Abhängigkeit von der Zeit beschreiben. Dafür wurden die Pfannen direkt nach dem Abguss aus dem Verteilerwagen entnommen und die Schlacke abgegossen. Anschließend wurden die Pfannen direkt in das Pfannenfeuer gestellt. Die erste Messung erfolgte mit dem Einlegen in das Pfannenfeuer.

Der Zusammenhang zwischen der Zeit im Pfannenfeuer und der Oberflächentemperatur aus den Messungen ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Analog zum Verhalten ohne Pfannenfeuer ist zunächst ein stärkerer Abfall der Oberflächentemperatur festzustellen. Nach 8 bis 10 Stunden, der Dauer eines regulären Wochenstillstands, ist die Annäherung an eine Grenztemperatur festzustellen. Ab diesem Zeitpunkt hat sich das stationäre Temperaturprofil, durch Erreichen des Gleichgewichtszustands, ausgebildet. Die regressiv bestimmte Grenztemperatur von 1100 °C entspricht der konstruktiven Auslegungstemperatur der Pfannenfeuer der ArcelorMittal Hamburg

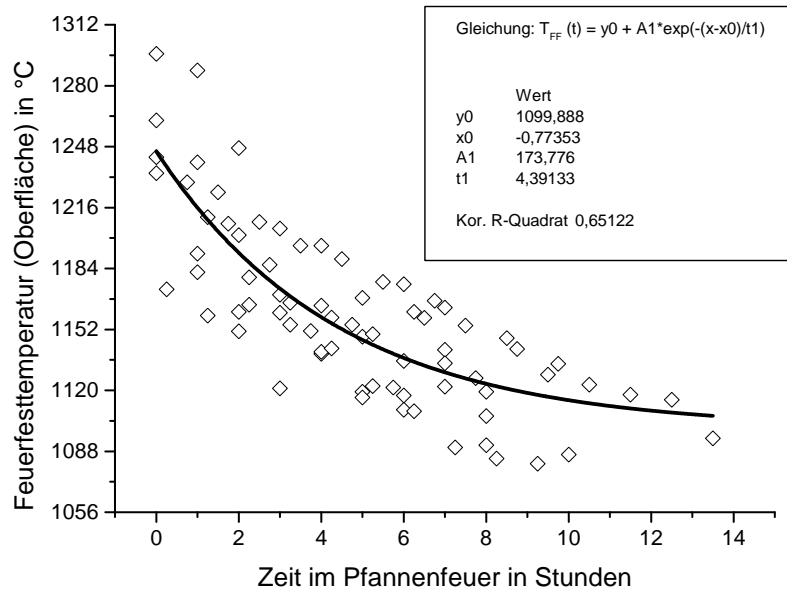


Abbildung 4.4: Entwicklung der Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials im Pfannenfeuer

GmbH [Hoe12]. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Messreihen eine ausreichende Genauigkeit liefern. Abweichungen von der Grenztemperatur sind insbesondere dann zu erwarten, wenn die Einstellung der Pfannenfeuer verändert wird oder Beschädigungen zu einer unzureichenden Deckelung der Pfanne führen. Interne Untersuchungen hierzu konnten diesen Zusammenhang bestätigen [Bru14].

Der Enthalpieverlust des Feuerfestmaterials im Pfannenfeuer ergibt sich aus dem Wärmestrom $\dot{Q}_{\text{leere Pfanne}}$ nach Gleichung 4.1. Dieser soll aus den bekannten Größen bestimmt werden. Bereits bekannt ist der Zusammenhang zwischen Wärmestromdichte und Manteltemperatur, ebenso wie der zeitliche Verlauf der Innenhemdtemperatur (vgl. Abbildung 4.4). Für eine Kombination dieser Erkenntnisse ist es notwendig den Zusammenhang zwischen Mantel- und Innenhemdtemperatur zu kennen.

Das kann auf drei Arten gelöst werden. Erstens kann über eine instationäre Lösung des Wärmeleitungsproblems eine Bilanz der gesamten Wärmeströme erfolgen. Da jedoch nötige Stoffparameter und Messgrößen u.a. die Temperatur des Abgasstroms unbekannt sind, ist die Lösung nicht möglich. Zweitens kann eine Messreihe analog zur Messung der Innenhemdtemperatur durchgeführt werden. Die zu erwartende Temperaturänderung ist jedoch mit etwa 50 K vergleichsweise klein, die Messschwankung relativ groß. Die hohe Messschwankung ist dabei weniger auf die Ungenauigkeit des Messinstruments, als vielmehr auf die inhomogene Temperaturverteilung der Außenwand zurückzuführen (vgl. Abbildung 7.2 im Anhang). Als dritte Variante besteht die Möglichkeit einen vereinfachten physikalischen Zusammenhang zwischen Innen- und Außentemperatur anzunehmen und damit die Lösung der Wärmebilanzgleichung zu vereinfachen. Das ist durch die Annahme eines stationären Temperaturprofils zu jedem Zeitpunkt möglich und soll im Folgenden angewendet werden. Der resultierende Fehler führt dazu, dass die theoretischen Wärmeverluste größer sind, als die realen. Die bisher getroffenen Annahmen, wie die Vernachlässigung von Konvektion auf der Innenseite, gleichen diesen Fehler jedoch aus.

Der im relevanten Temperaturbereich ermittelte Zusammenhang zwischen Mantel- und Innenhemdtemperatur wurde mit einem Polynom 3. Grades und hinreichender Genauigkeit gefittet³, wie von AHOKAINEN durchgeführt [XA01]. Der zeitliche Zusammenhang der Wärmestromdichte der Mantelfläche berechnet sich nach Gleichung 4.28.

$$\dot{q}_M = \alpha_{M-U} \cdot (T_M - T_U) \quad (4.28)$$

$$T_M = f(T_I(t)) \quad (4.29)$$

$$\alpha_{M-U} = f\left(T_M(T_I(t))\right) \quad (4.30)$$

Die zugehörigen Funktionen sind in Tabelle 4.2 aufgelistet. Es wird angenommen, dass die Manteltemperatur und der zugehörige Wärmeübergangskoeffizient für die gesamte Pfanne gleich dem des Mantels sind. Der Boden wird folglich nicht gesondert berücksichtigt. Grund dafür ist, dass sowohl stehende, als auch liegende Pfannenfeuer zur Verfügung stehen und im Prozessleitsystem nicht dazwischen unterschieden werden kann. Es wird deshalb der größere Wärmeübergangskoeffizient der vertikalen Wand verwendet.

Tabelle 4.2: Funktioneller Zusammenhang der Temperaturen im Pfannenfeuer

f(x)=		$ax^3 + bx^2 + cx + d$		
Variable	$T_I(t)$	Variable	$T_M(T_I)$	$\alpha_M(T_M)$
y_0	1099,89	a	$2,1547 \cdot 10^{-8}$	$2,0835 \cdot 10^{-7}$
A_1	596,11	b	$-1,1440 \cdot 10^{-4}$	$-9,0603 \cdot 10^{-5}$
x_0	-0,77353	c	$3,0322 \cdot 10^{-1}$	$6,8724 \cdot 10^{-2}$
t_1	4,3913	d	$2,4307 \cdot 10^1$	$5,7120 \cdot 10^0$

Durch einsetzen der Gleichungen aus Tabelle 4.2 in Gleichung 4.28 lässt sich die Wärmestromdichte in Abhängigkeit von der Zeit beschreiben. Durch Multiplikation mit der Mantel- und Bodenfläche ergibt sich der Wärmestrom $\dot{Q}_{\text{ges. Oberfläche}} = \dot{Q}_M + \dot{Q}_B$. Für $t \rightarrow \infty$ mit $T_{FF} = 1099,89^\circ\text{C}$ und $T_M = 248,57^\circ\text{C}$ gilt:

$$\dot{Q}_{\text{ges. Oberfläche}} = 58,51 \text{ m}^2 \cdot 20,4 \frac{\text{J}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}} \cdot (T_M - T_U) = 278,75 \text{ kJ/s} \quad (4.31)$$

Steht die Pfanne frei und offen im Raum, können die Wärmeverluste des Innenhemds durch Strahlung nach Gleichung 2.1 berechnet werden. Jedoch ist die Pfanne im Pfannenfeuer gedeckelt und es wird zusätzlich thermische Energie durch die Verbrennung zugeführt. Die Wärmeströme sind unter Berücksichtigung dieser veränderten Bedingungen zu betrachten. Im Modell kann das durch die Unterteilung der Wärmeströme in zwei Schritte erfolgen. Es wird davon ausgegangen, dass die Pfanne, analog der offenen leeren Pfanne, im ersten Schritt Energie verliert. Erst im zweiten Schritt wird der Pfanne dann Energie zugeführt. Die zugeführte Energie besteht dabei anteilig auch aus am Deckel reflektierter Strahlung und Verbrennungswärme. Die wärmetechnisch betrachtete Schnittebene **A** für diese Modellvorstellung ist in Abbildung 4.5 dargestellt.

³vgl. Abbildung 7.4 im Anhang; Korrelationskoeffizient: $R^2 = 0,99999843$.

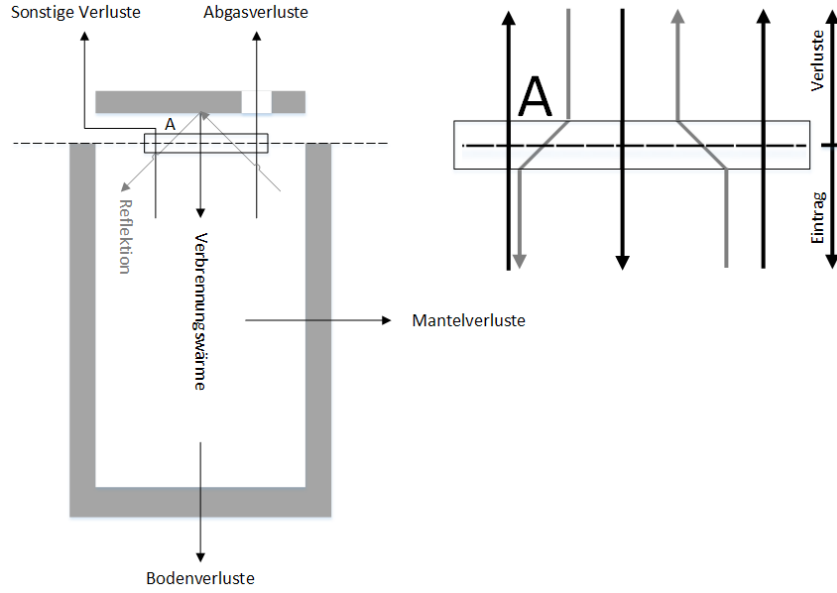


Abbildung 4.5: Wärmeströme im Pfannenfeuer und Darstellung der Schnittebene A

Die nach der Modellvorstellung über die Schnittebene abgeführte \dot{Q}_I beträgt damit.

$$\dot{Q}_I(1099,89^\circ\text{C}) = 174,85 \frac{\text{kJ}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}} \cdot 5,6 \text{ m}^2 = 979,16 \text{ kJ/s} \quad (4.32)$$

Die gesamte emittierte Wärmemenge setzt sich aus \dot{Q}_I und $\dot{Q}_{\text{ges. Oberfläche}}$ zusammen. Wenn im Pfannenfeuer, bei genannten Bedingungen, der Gleichgewichtszustand 4.33 erreicht wird, ist dies gleich der zugeführten Energiemenge über die Schnittebene A mit $\dot{Q}_{PFF} = 1257,91 \text{ kJ/s}$ durch das Pfannenfeuer. Die verwendeten Pfannenfeuer haben einen theoretischen Heizwert von max. 1600 kJ/s [Hoe12]. Dieser Wert gibt die durch die Verbrennung erzeugte Wärmeleistung an. Die Differenz von $342,1 \text{ kJ/s}$ ergibt sich aus den sonstigen Verluste, die unter anderem über das Abgas entweichen und deshalb nicht bilanziert werden. Dieser Anteil soll als konstant betrachtet werden kann und kann deshalb für die Berechnung unbetrachtet bleiben.

$$0 = \dot{Q}_I + \dot{Q}_{\text{ges. Oberfläche}} + \dot{Q}_{PFF} \quad t \rightarrow \infty \quad (4.33)$$

Durch Addition und Integration der einzelnen Wärmeströme lässt sich der gesamte Enthalpieverlust der Pfanne im Pfannenfeuer zu jedem beliebigem Zeitpunkt bilanzieren. Die emittierte Wärmemenge des Innenhemds beschreibt sich in den zeitlichen Grenzen zwischen M und N nach folgendem Integral.

$$\begin{aligned} A \cdot \int_M^N [\dot{q}] dt &= Q \\ &= A \cdot \left[4,93 \cdot 10^{-8} \cdot \left(-2,81 \cdot 10^{11} \cdot e^{0,91 \cdot t} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - 2,89 \cdot 10^{12} \cdot e^{0,68 \cdot t} - 1,26 \cdot 10^{13} \cdot e^{0,46 \cdot t} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - 3,23 \cdot 10^{13} \cdot e^{0,23 \cdot t} + 3,54 \cdot 10^{12} \cdot t \right) \right]_M^N \end{aligned} \quad (4.34)$$

Dazu addiert sich das Integral des Wärmestroms $\dot{Q}_{\text{ges. Oberfläche}}$, das ergibt sich aus Gleichung 4.28 und der Oberfläche A . Der zugeführte Wärmestrom wird als konstant angenommen, weshalb sich das Integral der zugeführten Menge durch Multiplikation mit der Fläche und der Zeit ergibt. Der maximale Enthalpieverlust bestimmt sich aus der Wärmekapazität des Feuerfestmaterials und des Temperaturverlusts. Für die Grenztemperaturen wurde dieser durch die einzelnen Schichten bilanziert.

Tabelle 4.3: Maximaler Enthalpieverlust des Feuerfestmaterials im Pfannenfeuer

Zone	Mittlere Temperatur bei $t = \infty$ /K	Mittlere Temperatur bei $t = 0$ /K	ΔT /K	Delta H /MJ
Verschleißfutter	1.296,4	1.673,1	376,7	4.143,5
Dauerfutter	1.070,8	1.352,3	281,5	2.750,3
Isolierung	833,8	1.015,1	181,3	113,5
Stahlmantel	524,4	575,0	50,6	242,4
Summe H_{max}				7.249,6

Die Berechnung des Enthalpieverlusts der Pfanne durch die Standzeit im Pfannenfeuer ist damit durch Gleichung 4.35 zu jedem Zeitpunkt möglich. Entscheidend ist, dass der Startzeitpunkt korrekt gewählt wird.

$$H_{\text{Verlust}} = \int_0^{\infty} \dot{Q}_I dt + \int_0^{\infty} \dot{Q}_{\text{ges. Oberfläche}} dt + \int_0^{\infty} \dot{Q}_{\text{PFF}} dt \quad (4.35)$$

$$= H_{max} \quad (4.36)$$

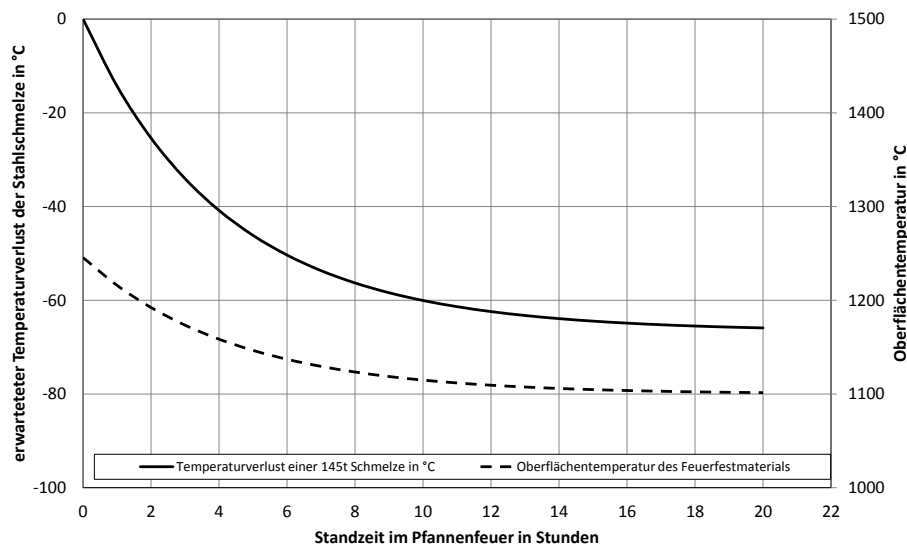


Abbildung 4.6: Einfluss der Standzeit im Pfannenfeuer auf die Abkühlung der Stahlschmelze

Die Auswirkungen der Standzeit im Pfannenfeuer auf die Temperaturverluste der Stahlschmelze nach dem Abstich sind in Abbildung 4.6 dargestellt. So ist beispielsweise bei einer Pfanne, die mit einer berechneten Oberflächentemperatur von 1250 °C ins Pfannenfeuer kommt nach 1 Stunde Heizzeit mit einem anschließenden Temperaturverlust Der Stahlschmelze von 12 °C zu rechnen.

4.2 Der Abstichstrahl

Beim Abstich aus dem Elektrolichtbogenofen in die Pfanne wird Wärme vom Abstichstrahl an die Umgebung abgegeben. Der Temperaturverlust des Abstichstrahls ergibt sich aus den abgeführten Wärmemengen in Form von Konvektion und Strahlung. Diese sind eine Funktion des Massenstroms \dot{m} , der Fallhöhe z und der Abstichtemperatur T_{Ab} . Außerdem ist die Form des Abstichstrahls von Bedeutung. Diese wird durch einen Formfaktor K berücksichtigt. Das Verhältnis von Oberfläche zu Volumen ist für den idealen Kreis mit $K = 1$ definiert, in der Realität ist das Verhältnis entsprechend größer und es gilt $K > 1$. Zusätzlich werden für den Abstichstrahl nach PFEIFER und ARNOLD folgende Annahmen getroffen [Pfe84]; [Fra96]:

- Die Abstichtemperatur T_{Ab} ist während des Abstichs konstant.
- Der Massenstrom \dot{m} ist konstant.
- Es gelten die Gesetze des freien Falls.

Als Grundlage der theoretischen Berechnung soll die Energiebilanz eines finiten Massenelements nach Abbildung 4.7 aufgestellt werden, die sich nach Gleichung 4.37 aus den Energieströmen ergibt.

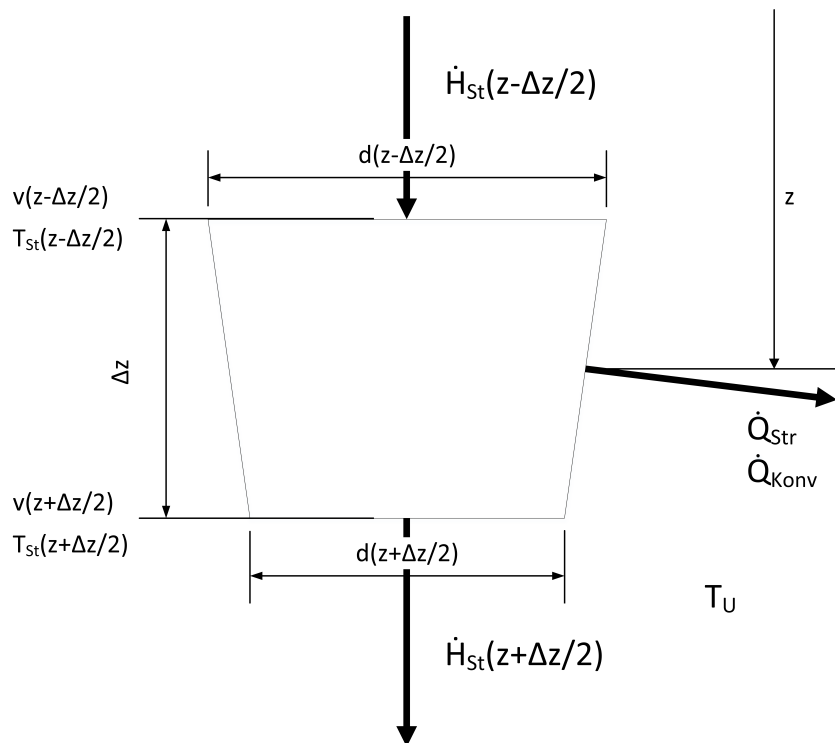


Abbildung 4.7: Modell des Abstichstrahls nach PFEIFER [Pfe84]

$$\dot{H}_{St} \left(z + \frac{\Delta z}{2} \right) - \dot{H}_{St} \left(z - \frac{\Delta z}{2} \right) = \dot{Q}_{Strahlung} + \dot{Q}_{Konvektion} \quad (4.37)$$

mit:

$$\dot{Q}_{Strahlung} = -\varepsilon_{St} \sigma_B \left[T_{St}^4(z) - T_U^4(z) \right] \cdot A \quad (4.38)$$

$$\dot{Q}_{Konvektion} = -\alpha_{St-U} \sigma_B \left[T_{St}(z) - T_U(z) \right] \cdot A \quad (4.39)$$

$$A = d(z) \cdot \pi \cdot \Delta z \cdot K \quad (4.40)$$

Durch Einsetzen von Gleichung 4.38, 4.39 und 4.40 in Gleichung 4.37 lässt sich die Energiebilanz durch die bekannten Größen beschreiben. Die Konvektion wurde, wie bereits in Kapitel 4.1 für die leere Pfanne erläutert, vernachlässigt.

$$\dot{H}_{St} \left(z + \frac{\Delta z}{2} \right) - \dot{H}_{St} \left(z - \frac{\Delta z}{2} \right) = \dot{m} \cdot c_{St} \cdot \left[T_{St} \left(z + \frac{\Delta z}{2} \right) - T_{St} \left(z - \frac{\Delta z}{2} \right) \right] \quad (4.41)$$

mit:

A	–	Querschnittsfläche Abstichstrahl	m^2
\dot{H}	–	Enthalpiestrom	W
\dot{Q}	–	Wärmestrom	W
d	–	Durchmesser	m
T_{St}	–	Temperatur Stahl	°C

Durch eine Taylorentwicklung der Temperaturdifferenzen für ein unendlich kleines Massenelement ergibt sich die Temperaturänderung [Fel00].

$$T_{St} \left(z + \frac{\Delta z}{2} \right) - T_{St} \left(z - \frac{\Delta z}{2} \right) = \frac{dT_{St}}{dz} \quad (4.42)$$

Wird die Annahme der Volumenkonstanz des Fluids und die Gültigkeit des freien Falls nach Gleichung 4.43 und 4.44 berücksichtigt. Ergibt sich die gewöhnliche Differentialgleichung 4.45 zur Beschreibung des Temperaturverlusts im Abstichstrahl.

$$\dot{m} = \frac{m_{Ab}}{\Delta \tau_{Ab}} = \frac{\rho \cdot d(z)^2 \cdot \pi \cdot v(z)}{4} \quad (4.43)$$

$$v(z) = \sqrt{2 \cdot g \cdot z} \quad (4.44)$$

$$\frac{dT_{St}}{dz} = -K \cdot \frac{\left(\frac{4\dot{m}}{\rho_{St} \cdot \pi \cdot \sqrt{2gz}} \right)^{0,5} \cdot \pi}{\dot{m} \cdot c_{St}} \left[\varepsilon_{St} \sigma_B \left(T_{St}^4(z) - T_U^4(z) \right) + \alpha_{St-U} \sigma_B (T_{St}(z) - T_U(z)) \right] \quad (4.45)$$

Durch eine explizite Lösung dieser Differentialgleichung wurde der Temperaturverlust in Abhängigkeit von der Fallhöhe z , des Formfaktors K und des Massenstrom \dot{m} bestimmt und in Abbildung 4.8 aufgetragen. Die Länge des freien Abstichstrahls beträgt abhängig von Kippposition des Ofengefäß etwa 2 m. Die angegebenen Massenströme entsprechen dem Mittelwert aus dem Produktionsjahr 2013. Die obere und untere Grenze wurde aus der Standardabweichung

bestimmt. Der Temperaturverlust liegt somit in Abhängigkeit von Formfaktor und Massenstrom zwischen 1 und 3 K. Ein mögliches Verbesserungspotential besteht an dieser Stelle nicht, da die variable Kippposition des Ofengefäßes einen ausreichenden Freiraum benötigt. Eine Verkürzung des Abstichstrahls ist somit nicht möglich. Zudem stehen Kosten und ein mögliches Einsparpotential durch eine Reduzierung der Temperaturverluste in keinem sinnvollen Verhältnis.

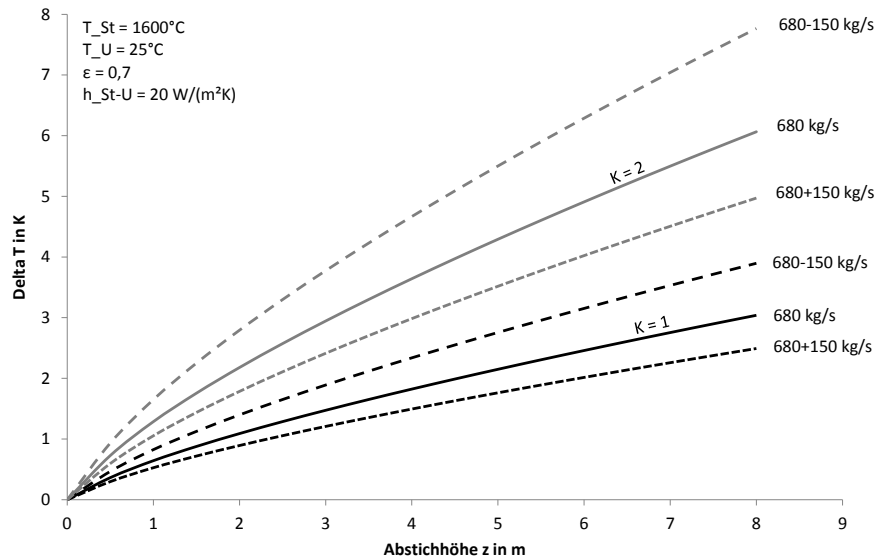


Abbildung 4.8: Temperaturverlust des Abstichstrahls für unterschiedliche Formfaktoren K und Massenströme \dot{m}

Eine Vorhersage über die Temperaturverluste des Abstichstrahl ist nicht möglich. Sowohl der Durchmesser des Abstichlochs, als auch die abgestochene Masse sind, zu diesem Zeitpunkt unbekannt. Die genaue Berechnung des Massenstroms ist damit nicht möglich. Die benötigten Daten stehen erst nach dem Abstich zur Verfügung und können erst dann in das Modell integriert werden. Für die betrieblich angewandte Modellierung wurde sich deshalb dazu entschlossen mit einem konstanten Wert von 2 K/min zu arbeiten. Dadurch wird der Einfluss des Abstichstrahls in angemessener Art und Weise berücksichtigt und der entstehende Fehler ist gering. Außerdem reduziert sich der nötige Rechenaufwand erheblich.

4.3 Der Füllvorgang

Der Abstichstrahl ergießt sich vom Abstichloch des Elektrolichtbogenofens in die Pfanne. Die abgestochene Schmelze trifft auf das kältere Feuerfestmaterial⁴. Die spezifische Oberfläche, dem Verhältnis von Schmelzenoberfläche zu -volumen, ist zu Beginn des Füllvorgangs groß. Der geringen Masse in der Pfanne steht ein großer Wärmestrom in das Feuerfestmaterial gegenüber, der zu einer starken Abkühlung der Schmelze führt. Die stetig aus dem EOF nachlaufende, heißere Schmelze gleicht diese Verluste durch Vermischen aus und verringert gleichzeitig die spezifische Oberfläche. Die absoluten Temperaturverluste der Schmelze reduzieren sich dadurch mit der Höhe des Badspiegels in der Pfanne. Zusammengefasst steht einem konstanten Wärmestrom eine stetig wachsende Stahlmasse gegenüber.

Mathematisch lässt sich der Füllvorgang durch eine iterative, explizite Bestimmung der Endtemperatur beschreiben. Dieser wird dazu in finite Massenelemente unterteilt, denen ein definierter Wärme- und Massenstrom zugeordnet werden kann. Der Vorteil einer expliziten Beschreibung liegt in der guten Verwendbarkeit in der Programmierung, da sich solche Lösungsansätze über Schleifen berechnen lassen. Das gesamte Zeitintervall bestimmt sich aus der Abstichdauer. Die Anzahl der Schritte wird durch die Schrittweite, der Größe des finiten Zeitintervalls, vorgegeben.

In Gleichung 4.46 ist der beschriebene Zusammenhang dargestellt. Mit der festgelegten Schrittweite von 0,1 min ergibt sich die Schrittzahl n durch Division mit der Abstichdauer $\Delta t_{\text{Abstich}}$. Während im ersten Teil die Abkühlung der vollen Pfanne beschrieben wird, ist im natürlichen Logarithmus der Einfluss durch den Füllvorgang integriert.

$$\Delta T_F = \frac{1}{n} \sum_{i=0}^n \left[c \cdot \left(\frac{-m_{Fl}}{d_{Ab}} \right) \cdot \ln \left(\frac{d_{Ab} \cdot 0,1 \cdot i}{m_{Fl}} \right) \right] \quad (4.46)$$

mit:

$d_{Ab} = m_{Fl} / \Delta t_{Ab}$	– Abstichleistung	t/min
$n = \Delta t_{Ab} / 0,1$	– Anzahl der Zeitintervalle	min
$c_{Ab} = 1,1$	– konstanter Abkühlungsfaktor der vollen Pfanne	K/min

Während zu Beginn des Füllvorgangs der Temperaturverlust durch die geringere spezifische Oberfläche noch groß ist, so läuft dieser zum Ende des Abstichs gegen Null. Die beschriebene Entwicklung der Stahlbadtemperatur während des Füllvorgangs in der Pfanne ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Zum Vergleich ist der Temperaturverlauf einer vollen Pfanne mit konstanter Abkühlung eingetragen. Es ist zu entnehmen, dass die mit 1600 °C in die Pfanne eintreffende Schmelze wie beschrieben stark abkühlt. Dieser Effekt lässt zum Ende des Abstichs jedoch nach. Mit Abstichende beträgt die Differenz zwischen der Abkühlung nach dem aufgestellten Modell zum Füllvorgang und dem einer Pfanne mit konstantem Abkühlungsfaktor etwa 2 K.

Um die Temperaturverluste während des Füllvorgangs zu begrenzen ist die Abstichdauer minimal zu halten. An den Füllvorgang schließt die Temperaturmodellierung der vollen Pfanne an. Dieses berücksichtigt Parameter wie die Feuerfesttemperatur der leeren Pfanne und den zeitlichen Verlauf.

⁴vgl. Abschnitt 4.1.3 und 4.1.4

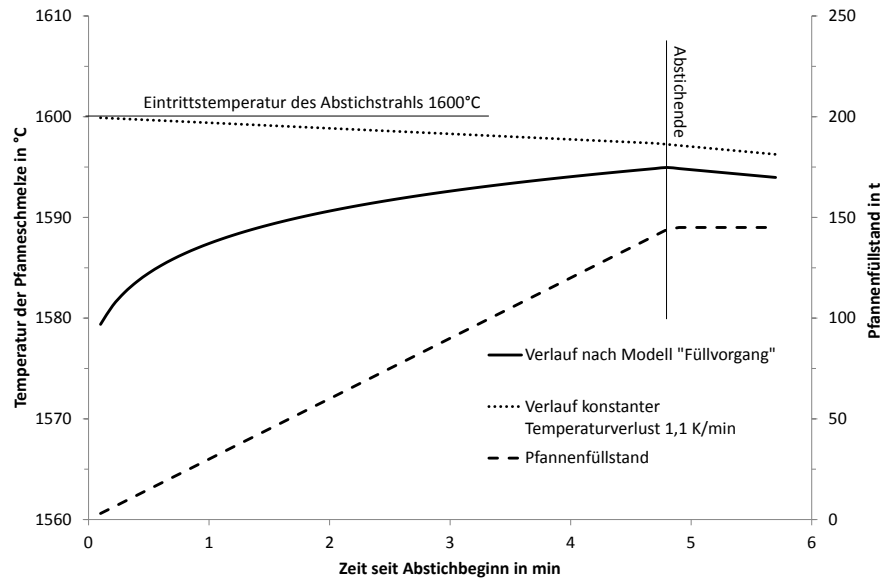


Abbildung 4.9: Vergleich des modellierten Temperaturverlaufs während des Füllvorgangs mit dem einer vollen Pfanne und konstantem Temperaturverlust

4.4 Temperaturverlust der vollen Pfanne

Die Wärmeübertragung von der vollen Pfanne an die Umgebung erfolgt, wie in den Grundlagen beschrieben, über Strahlung und Konvektion. Zur mathematischen Bestimmung dieser, wird die idealisierte Pfanne in die Teilbereiche Mantel M , Boden B und Schlacke S zerlegt. Für alle diese Teilbereiche wird angenommen, dass nur freie und keine erzwungene Konvektion vorliegt und dass alle Teile frei von Bären oder Anhaftungen sind. Für die Teilbereiche Mantel und Boden erfolgte diese Betrachtung bereits in den Kapiteln 4.1.1 und 4.1.2 und soll entsprechend verwendet werden. Im Folgenden Abschnitt soll zusätzlich eine grundlegende Betrachtung der Wärmeübertragungsvorgänge der Schlacke erfolgen. Des Weiteren soll für den Temperaturverlauf der Stahlbadtemperatur ein Modell verwendet werden, dass die Einflussparameter, wie die Zusammensetzung und die Wärmeleitfähigkeiten des Feuerfestmaterials sowie die instationäre Temperaturentwicklung erfasst.

4.4.1 Temperaturverluste über die Schlacke

Während des Abstichs werden dem Gießstrahl u.a. Schlackenbildner zugegeben. Diese schmelzen auf und bilden auf der Stahlschmelze eine geschlossene Schlackenschicht. Der kontinuierliche Wärmestrom von der Schlacke an die Umgebung führt dazu, dass sich diese bis zur Erstarrungstemperatur abkühlt. Der Erstarrungsvorgang verläuft bei den verwendeten Stahlwerksschlacken exotherm [Pfe84], [Fel00]. Das führt zu einer Erwärmung der Schlackenschicht.

In der zuerst folgenden, abschätzenden Berechnung soll dieser Effekt vorerst unberücksichtigt bleiben. Es wird davon ausgegangen, dass die Wärmeströme lediglich von der Oberflächentem-

peratur der Schlacke abhängen und direkt zu einer Temperaturänderung der Schmelze führen. Dass diese Annahme nicht korrekt ist, wird im Verlauf des Abschnitts erläutert. Der Anteil durch freie Konvektion kann vernachlässigt werden, da der Wärmeübergangskoeffizient lediglich bei $4,2 \text{ W/m}^2/\text{K}$ liegt [VW06] und die theoretisch daraus resultierenden Temperaturverluste der Schmelze sich auf $0,01 \text{ K/min}$ beschränken.

Für die Abschätzung des Wärmestroms von der Schlacke an die Umgebung sollen zudem folgende Annahmen getroffen werden:

- Die Schlacke ist für Wärmestrahlung undurchlässig.
- Es gibt keine Mitlaufschlacke aus dem Elektrolichtbogenofen.
- Die Schlackendicke ist im Vergleich zum Pfannendurchmesser gering.

Die Schlackenoberfläche gibt kontinuierlich Wärme an die Umgebung ab. Bedingt durch die hohen Temperaturen ist der Strahlungsanteil besonders hoch. Der Emissionsgrad $\varepsilon_{Schl,fl}$ flüssiger Schlacken weist eine hohe Varianz auf und beträgt nach PAWLEK 0,72 - 0,98 [Paw83]. Der Wärmestrom durch Strahlung ergibt sich somit nach Gleichung 4.47. Die Temperatur der Schlacke beträgt direkt nach dem Aufschmelzen der des Stahls. Diese kühlt durch den anfänglich hohen Wärmestrom zunächst stark ab und erstarrt an der Oberfläche. Die durchschnittliche Temperatur der Schlacke beträgt dann etwa 1000°C [Fel00].

Mit dieser angenommenen Schlackentemperatur unterhalb des Liquidus⁵ von 1000°C und eines mittleren Emissionsgrades von 0,8 [Plu] ergibt sich für den Wärmestrom von der Schlacke an die Umgebung.

$$\dot{q}_{1000^\circ\text{C}} = 0,8 \cdot \sigma_B \cdot (1273^4 \text{K}^4 - 298^4 \text{K}^4) = 118,8 \text{ kJ}/(\text{s} \cdot \text{m}^2) \quad (4.47)$$

Der gesamte Wärmestrom von der Schlacke an die Umgebung beträgt $\dot{Q}_S = 665,1 \text{ kJ/s}$ bei einer Schlackenoberfläche von etwa $5,6 \text{ m}^2$. Wird zu diesem Wärmestrom der des Mantels und Bodens addiert, ergibt sich ein Gesamtwärmestrom von 1036 kJ/s . Dies entspricht bei einer Pfanne, gefüllt mit 140 t Stahl, einer Temperaturabnahme von $0,55 \text{ K/min}$.

Diese Rechnung gibt jedoch nur einen ungefähren Eindruck der Wärmeverluste über die Schlacke. Die anfänglich hohe Temperatur der Schlacke führt zu eben solch hohen Wärmestromdichten im Bereich von bis zu 500 kW/m^2 . Jedoch fällt die Oberflächentemperatur anschließend stark ab und es bildet sich, nach unterschreiten des Liquidus, eine feste Schlackenschicht. Die Erstarrungswärme der Schlacke reicht in dieser Anfangsphase dazu aus, um den Wärmestrom, der von der Oberfläche ausgeht, auszugleichen. Es strömt folglich keine Energie an der Grenzschicht zwischen Stahlschmelze und Schlacke. Die Schlacke wirkt durch die exotherme Erstarrung als nahezu idealer Isolator [SL68].

Während des Erstarrungsvorgangs wandert die Phasengrenze in Richtung Stahlschmelze. Die Geschwindigkeit der Erstarrungsfront steht dabei in direktem Zusammenhang mit der Änderung der Oberflächentemperatur. Erst mit dem Stillstand der Phasengrenze ist ein quasi-stationärer Zustand erreicht und die Wärmeverluste der Schlackenoberfläche werden aus der Stahlschmelze ausgeglichen. Es findet keine Erstarrung statt und die Isolationswirkung der Schlacke wird nur noch durch deren Dicke und Wärmeleitfähigkeit beeinflusst. Die Oberflächentemperatur bleibt von da an näherungsweise konstant.

⁵nach ARNOLD zwischen 1250 und 1350°C [Fra96]

Für die Beschreibung der Temperaturverluste ist folglich ein instationäres Temperaturmodell notwendig, dass die Verluste in angemessener Art und Weise beschreibt und berücksichtigt. Ein Problem stellt die Behandlung mit Spülgas dar. Diese führt dazu, dass die Schlacke wieder aufgeschmolzen wird und ein entsprechendes Temperaturmodell in den Ausgangszustand zurück versetzt werden muss. Die durch die Erstarrungswärme zunächst vermiedenen Temperaturverluste, werden dann durch das erneute Aufschmelzen wieder nachgeholt. Die alleinige Bestimmung des Temperaturverlaufs der Schlackenoberfläche und die daraus resultierende Annahme der Wärmeströme und Temperaturverluste ist somit nicht korrekt [Fel00] (vgl. Abschnitt 4.1.3).

Für die Modellierung der Stahlbadtemperatur aufgrund von Wärmeverlusten über die Schlacke, soll das Modell von SZEKELY verwendet werden [SL68]. Dieses beschreibt die Temperaturverluste der Stahlschmelze auf der Basis von Strahlungsverlusten. Die Ausgangstemperatur der Schlacke zum Zeitpunkt $t = 0$ ist mit 1600°C gewählt worden. Das Modell berücksichtigt dabei ein Vier-Phasen-Modell aus fester und flüssiger Schlacke, sowie Stahlschmelze und Umgebung. Wärmeverluste der Stahlschmelze werden erst nach Erreichen des quasi-stationären Zustands angenommen. Die Lösung der Fourier'schen Wärmeleitungsgleichung 2.4 berücksichtigt dabei die Wärmeübergänge an den Phasengrenzen *Schlacke fest/Schlacke flüssig* und *Schlacke flüssig/Stahlschmelze*. Die verwendete Schlackenbildmengen ergeben im Mittel eine Menge von ca. 1 t. Zur Schlackenmenge hinzukommen noch Desoxidations- und Entschwefelungsprodukte, die jedoch nur geringe Anteile ausmachen. Die aus dieser Menge resultierende Schlackendicke liegt oberhalb von 5 cm. Nach SZEKELY kühlt eine solche Schlacke innerhalb von 5 min oberflächlich auf etwa 900°C herab. Der quasi-stationäre Zustand ist nach etwa 1 Stunde erreicht, bei einer Oberflächentemperatur von 600°C . Aus dem Diagramm 7.6 im Anhang ist zu entnehmen, dass der Temperaturverlust der Schmelze mit einer 5 cm dicken Schlacke nach einer Verweildauer von einer Stunde etwa 3 K entspricht. Bei einer theoretischen Reduzierung der Schlackenmenge auf 1 cm würde sich der Verlust auf 31 K erhöhen. Eine vollständig schlackenfreie Schmelze würde sogar innerhalb von 10 Minuten 25 K verlieren. Deswegen ist insbesondere nach dem Abschlacken die Zeit bis zur erneuten Aufgabe einer Schlacke möglichst kurz zu halten. Im Produktionsprozess ist aber nicht mit Schlackendicken unterhalb von 4 cm zu rechnen.

Insgesamt kann in der Zeit zwischen EOF und PFO davon ausgegangen werden, dass die Verluste über die Schlacke verhältnismäßig gering sind. Jedoch wird die Pfanne nach dem Einsetzen in den Pfannenofen zunächst intensiv gespült, um ein Aufschmelzen der Schlacke zu erreichen. Das ist für die anschließende metallurgische Behandlung unumgänglich und damit fester Bestandteil des Prozessablaufs. Bei den verwendeten Schlackenmengen ist durch das Aufschmelzen mit einem Temperaturverlust der Schmelze von etwa 6 K zu rechnen [Fel00], [Fre00]. Diese teilen sich auf in 2,5 K für die Temperaturerhöhung der Schlacke und 3,5 K für deren Schmelzenthalpie. Für ein Temperaturmodell bedeutet dies, dass die Temperaturverluste der Schlacke für die Zeit zwischen EOF und PFO vernachlässigt werden können. Die Pfanne wird in über 95 Prozent der Chargen innerhalb von 40 min im Pfannenofen behandelt.⁶ Bei längeren Wartezeiten, beispielsweise durch geplanten Vorlauf, wird die Pfanne in einen Spülstand gesetzt. In diesem Fall wird jedoch ebenfalls die Schlacke durch den Argonstrom aufgeschmolzen und es können die gleichen Annahmen getroffen werden.

Für die Zeit nach dem Pfannenofen bis zur Stranggießanlage kann gleiches angenommen werden, da mit dem Ausschalten der Argonspülung die Pfannenschlacke wieder erstarrt und die Schmelze dadurch isoliert wird. Nur zum Ende der Gießzeit ist mit dem Erreichen des quasi-stationären Zustands zu rechnen, in Folge dessen eine stärkere Abkühlung der Stahlschmelze zum Gießende auftritt. Für geringe Badspiegelhöhen ist mit höheren Temperaturverlusten zu rechnen. Der

⁶Vergleichsjahr 2013

Effekt wird in der zugehörigen Modellierung im Kapitel 4.7 berücksichtigt.

Im Produktionsprozess treten zum Teil absehbare Zeitverzögerungen auf, zum Beispiel durch geschlossene Stränge an der Stranggießanlage. Zur Stabilisierung des Temperaturverlaufs der Schmelze kann in diesem Fall mit einer Erhöhung der Schlackenmenge am Pfanneofen reagiert werden. Die zugegebenen Schlackenbildner müssen zwar zunächst im Pfanneofen aufgeschmolzen werden, weshalb mit einer Erhöhung des spezifischen Energieverbrauchs pro Tonne Stahl zu rechnen ist, jedoch stellt die zusätzliche Schlacke eine Art chemischen Energiespeicher dar. Dieser gibt, durch die exotherme Erstarrung, kontinuierlich Wärme ab und gleicht damit den Wärmestrom, der Schlackenoberfläche ausgeht, aus. Die Temperaturänderung der Stahlschmelze wird dadurch auf ein Minimum reduziert.

4.4.2 Analytisches Temperaturmodell

Die wärmetechnisch exakte Beschreibung der Wärmeströme in der Pfanne, ist aufgrund der zahlreichen zu lösenden Differentialgleichungen, für eine einfache, prozessorientierte Beschreibung des Temperaturverlaufs ungeeignet. Es sind dafür exakte Werkstoffkennwerte notwendig, die der Genauigkeit der Gleichungen gerecht werden. Die Wärmekapazität und -leitfähigkeit des Feuerfestmaterials ist jedoch Temperaturabhängig und für die betrachteten Temperaturbereiche nicht durchgehend verfügbar. Die dadurch notwendigen Annahmen oder Abschätzung relativieren die angestrebte Genauigkeit solcher Lösungsmodelle.

Hinzu kommt das zahlreiche Prozessparameter nicht in ausreichendem Maße messtechnisch bestimmt werden können. Dazu zählen unter anderem der Zustand der Schlacke und die resultierenden Wärmeverluste. Diese werden nur durch vereinfachende Modelle, wie in in Kapitel 4.4.1 abgeschätzt. Mit dem Ergebnis, dass in den betrachteten Zeitintervallen Temperaturverluste vernachlässigt werden und nur durch den einmaligen Aufschmelzvorgang entstehen.

Deshalb soll ein einfaches analytisches Modell verwendet werden, dass auf den grundlegenden Wärmeleitungsgleichungen aufgebaut ist und die instationäre Entwicklung berücksichtigt. Dabei geht das Modell von konstanten Werkstoffkennwerten der Pfanne aus und vernachlässigt deren Temperaturabhängigkeit [Fel00].

Zur Erläuterung soll auf der Basis der beschriebenen Grundlagen in dem Kapitel 2 das analytische Modell nach FELSCH dargestellt werden, um anschließend Bezug auf die Wahl der Parameter zu nehmen [Fel00]. FELSCH hat in seiner Arbeit gezeigt, dass mit diesem vereinfachten Ansatz gute Ergebnisse erzielt werden können. Das Modell wurde zur Erläuterung zunächst um den Wärmestrom der Schlacke erweitert, um die geschlossene Betrachtungsweise zu verdeutlichen. Auch wenn dieser Anteil sich durch die, im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen, Ergebnisse anschließend wieder vernachlässigt werden kann. Mit dem gesamten Wärmestrom Q_{ges} und dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik, der Energieerhaltung, liefert die Wärmebilanz:

$$\frac{dT_{St}}{dt} = - \frac{Q_{ges}}{m_{St} \cdot c_{p,St}} \quad (4.48)$$

$$\frac{dT_{St}}{dt} = - \frac{A_B \cdot \dot{q}_B + A_M \cdot \dot{q}_M + A_{S \rightleftharpoons B} \cdot \dot{q}_S}{m_{St} \cdot c_{p,St}} \quad (4.49)$$

Unter Vernachlässigung der leicht elliptischen Pfanne und der Annahme eines idealen Zylinders ergibt sich:

$$dT_{St} = -\frac{1}{\rho \cdot c_{p,St}} \cdot \left(\frac{2}{R} \dot{q}_M + \frac{1}{H} (\dot{q}_B + \dot{q}_S) \right) \quad (4.50)$$

mit R = Pfanneninnenradius und H = Schmelzenhöhe

Zur Berechnung der Wärmestromdichten ist die Fourier'sche Wärmeleitungsgleichung 2.5 zu lösen. Durch die Größe der Pfannen kann mit dem eindimensionalen Fall gerechnet werden. Für die Wärmestromdichte an der Oberfläche des Feuerfestmaterials gilt bei Annahme einer mittleren Starttemperatur T_0 , einer mittleren Wärmeleitfähigkeit λ_{FF} sowie einer mittleren Wärmekapazität $c_{p,FF}$ des Verschleiß- und Dauerfutters:

$$\dot{q}_{FF} = \dot{q}_B = \dot{q}_M = \sqrt{\frac{\lambda_{FF} \cdot \rho_{FF} \cdot c_{p,FF}}{\pi}} \cdot (T_{St} - T_0) \quad (4.51)$$

Mit einem angenommenen Wärmestrom von der Schmelze in die Schlacke von Null ergibt sich das Temperaturmodell nach Gleichung 4.52.

$$\Delta T_{Modell} = -\frac{2}{\rho_{St} \cdot c_{p,St}} \sqrt{\frac{\lambda_{FF} \cdot \rho_{FF} \cdot c_{p,FF}}{\pi}} \cdot (T_{St} - T_0) \left(\frac{2}{R} + \frac{1}{H} \right) \sqrt{t} \quad (4.52)$$

Als unbekannte Größe ist die Ausgangstemperatur T_0 zu nennen, alle weiteren Größen ergeben sich aus den Stoffparametern der Pfannenzustellung und des Stahls. Bei den Untersuchungen konnten mit einem konstant angenommenen T_0 von 1150 °C gute Ergebnisse erzielt werden. Es besteht jedoch auch die Möglichkeit diesen Wert aus den Wärmeströmen der leeren Pfanne zu errechnen (vgl. Kapitel 4.1). Dazu kann aus den berechneten Verlusten eine Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials berechnet werden. Da während eines Pfannenumlaufs nur im Verschleiß- und Dauerfutter eine merkliche Temperaturänderung zu verzeichnen ist, soll auch ausschließlich dieses betrachtet werden. Bei einer neu zugestellten Pfanne beträgt die Wärmekapazität des Verschleiß- und Dauerfutters etwa 20 MJ/K. Unter der Annahme, dass die Temperaturänderung zwischen Dauerfutter und Isolierfutter gleich Null ist, ergibt sich für die Berechnung von T_0 Gleichung 4.53.

$$T_0 = T_{SV} - 2 \cdot \frac{\dot{Q}}{20 \text{ MJ/K}} \quad (4.53)$$

mit: T_{SV} = Schmelzentemperatur der Vorcharge

Für die erste Umsetzung im Prozessleitsystem ist die Verwendung der konstanten Temperatur von 1150 °C vorgesehen, da die genauen Zeiten im Pfannenfeuer nicht erfasst werden können. Mit der aktuell verfügbaren Messtechnik ist es nicht möglich, die Energieströme vollständig zu erfassen und zuzuordnen. Für die Umsetzung soll deshalb auf die Anpassung durch Korrekturfaktoren zurückgegriffen werden, die sich beispielsweise in Abhängigkeit von der Leerstandzeit durch Regressionen ergeben.

4.5 Schmelz und Lösungsenthalpien der Zusätze

Die unterschiedlichen Anforderungen des Endverbrauchers an die chemischen, physikalischen und mechanischen Eigenschaften des Stahls können nur durch eine gezielte Einstellung der Stahlzusammensetzung erfüllt werden. Dazu wird der Stahl in der Pfanne mit Legierungselementen und Schlackenbildnern behandelt. Die Zugabe erfolgt während des Abstichs und im Pfannenofen. Die Zugabe am Abstich wird insbesondere für die Elemente genutzt, die für die Behandlung in größeren Mengen benötigt werden. Das gilt z.B. für Kalk und Kohle. Das Material wird dabei direkt in den Abstichstrahl gegeben, um eine schnelle Auflösung zu gewährleisten und die Turbulenz des Abstichstrahls für eine gute Homogenisierung zu nutzen. Anschließend wird im Pfannenofen u.a. durch gezieltes Einspulen von Draht der exakte Elementgehalt eingestellt.

Die Zusätze und Zuschläge weisen bei der Zugabe in die Schmelze Raumtemperatur auf. Unter anderem dadurch führt die Nachbehandlung des Stahls zu Veränderungen der Stahlbadtemperatur. Neben den spezifischen Wärmekapazitäten der Zuschlagstoffe, sorgen Dissoziations- und Lösungsvorgänge sowie chemische Reaktionen der Elemente untereinander für eine weitere Veränderung der Stahlbadtemperatur. Die Bestimmung dieses Einflusses erfolgt anhand thermodynamischer Stoffdaten und setzt sich aus den beschriebenen Größen 1. bis 5. zusammen:

1. Erwärmung der Legierungsmittel von Raumtemperatur auf Schmelzentemperatur
2. Dissoziation der Teilchen
3. Lösung in der Schmelze
4. Desoxidationsreaktionen
5. Reaktionen mit Oxiden

Für die Zusätze werden die ersten drei Einflüsse in der Literatur mit der Abkühlziffer $\Delta T_{1\%}$ des Werkstoffs zusammengefasst [Pfe84]; [Fra13]; [Fra96]. Die Abkühlziffer beschreibt die Temperaturänderung der Schmelze bei einer Legierungsmittelzugabe von einem Gewichtsprozent der Stahlschmelze. Die Gültigkeit gilt für eine Stahlschmelze bei 1600 °C mit einem Legierungsmittelanteil bis maximal 10 Gew.-% [Fra13].

Die thermodynamische Beschreibung der Abkühlziffer lässt sich nach KUBASCHEWSKI für eine Ferrolegierung aus den folgenden Bestandteilen darstellen [KC71]. Die Dissoziation bei Raumtemperatur beschreibt sich so nach Gleichung 4.54, die Erwärmung auf Schmelzentemperatur nach Gleichung 4.55 und 4.56 und die Lösung der Komponenten in der Schmelze nach Gleichung 4.57, 4.58.

$$< Fe_x Me_y >_{298K} = x < Fe >_{298K} + y < Me >_{298K} \quad \Delta H_1 \quad (4.54)$$

$$x < Fe >_{298K} = x \{ Fe \}_{TSchmelze} \quad \Delta H_2 \quad (4.55)$$

$$y < Me >_{298K} = y \{ Me \}_{TSchmelze} \quad \Delta H_3 \quad (4.56)$$

$$x \{ Fe \}_{TSchmelze} = x [Fe]_{\{ Fe_a Me_b \}} \quad \Delta H_4 \quad (4.57)$$

$$y \{ Me \}_{TSchmelze} = y [Me]_{\{ Fe_a Me_b \}} \quad \Delta H_5 \quad (4.58)$$

Mit der daraus resultierenden Abkühlziffer lässt sich unter Berücksichtigung der genannten Annahmen und des Ausbringens, folgender Einfluss von Zusätzen auf die Temperaturänderung der Schmelze formulieren:

$$\Delta T_{Leg} = \Delta T_{1\%} < \%X > \cdot a_X \quad (4.59)$$

mit:

ΔT_{Leg}	– Temperaturänderung durch Legierungsmittelzugabe	K
$\Delta T_{1\%}$	– Abkühlziffer	$K/\%$
$< \%X >$	– Prozentuale Zugabe von X bezogen auf die Schmelzenmasse	
a_X	– Ausbringen von X	

Das Ausbringen beschreibt den Anteil des Legierungsmittels, der in der Stahlschmelze gelöst wird. Der restliche Anteil geht in die Schlacke oder die Gasphase über. Die dafür verantwortlichen Reaktionen sind der Abbrand, die Reaktion mit Luftsauerstoff und die Desoxidation, die Reaktion mit in der Stahlschmelze gelöstem Sauerstoff. Die übrigen Reaktionen, wie die Bildung von Nitriden und Sulfiden, können auf Grund des geringen Anteils vernachlässigt werden. Der Verbleib des Legierungsmittels setzt sich damit nach der Gleichung 4.60 zusammen.

$$1 = a_X + a_D + a_A \quad (4.60)$$

mit:

a_D	– Desoxidierter Anteil von X
a_A	– Durch Luftsauerstoff abgebrannter Anteil von X

Für die verwendeten Legierungsmittel bei ArcelorMittal Hamburg wurden die Abkühlziffern aus der Literatur bestimmt [Bar80], [Fra96], [Has], [Fel00]. Damit ist für eine Berechnung der Temperaturänderung nur die abgestochene Schmelzenmasse notwendig, die nach dem Abstich zur Verfügung steht. Mit dieser Berechnung werden alle endothermen Vorgänge der Legierungsmittelzugabe erfasst und der maximale Temperaturverlust kann bestimmt werden.

Die Zuschläge lösen sich nicht in der Schmelze, sondern bilden eine Schlacke. Die ionischen Bindungen und die Fähigkeit der Netzbildung [Ver81] führen zu komplex veränderlichen Einflüssen von Dissoziations- und Lösungsenthalpie. Aus diesem Grund sind keine allgemeingültigen Abkühlziffern, wie für die Legierungsmittel, in der Literatur gegeben. Um dennoch eine Berücksichtigung bei der Zugabe zu ermöglichen, wurden Abkühlziffern von einigen Autoren empirisch bestimmt. Diese sind für die üblich verwendeten Stahlwerksschlacken gültig und ermöglichen eine Abschätzung. Für nicht verfügbare Zuschläge wurde die Abkühlziffer aus der Wärmekapazität nach Gleichung 4.61 berechnet. Die Schmelzenthalpie ist aufgrund der verschiedenen, strukturellen Ausbildungen, z.B. amorph und kristallin in diesen Abkühlziffern unberücksichtigt.

$$\Delta T_{1\%}^{Schlacke} = \frac{c_{p,Schlacke} \cdot (1875K - 298K) \cdot 0,01}{c_{p,Stahl}} \quad (4.61)$$

mit:

$c_{p,Schlacke}$	– mittlere Wärmekapazität des Schlackenbildners; für $T = 298 - 1875 K$	$J/K/kg$
$c_{p,Stahl}$	– mittlere Wärmekapazität des Stahls für $T = 298 - 1875 K$	$J/K/kg$

Die Abkühlziffern aus der Literatur und die zugehörigen mittleren Wärmekapazitäten sind für einige wichtige Oxide in der Tabelle 4.4 dargestellt.

Tabelle 4.4: Vereinfachte Abkühlziffern einiger ausgewählter Oxide [Cha98]

Verbindung	$\Delta T_{1\%}^{Schlacke}$ /(K/%)	$\Delta H_{298K \rightarrow 1873K}$ /kJ	\bar{c}_p /(kJ/mol/K)	$\Delta T_{1\%}$ /(K/%)	Quelle
Al ₂ O ₃	23,3	191,4	121,5	20,0	[Fel00]
CaO	18,8	84,9	53,3	34,8	[Fra96],[Bar80]
CaF ₂	23,5	147,5	93,7	39,5/29,0	[Fra96]/[Bar80]

Bei der Zugabe der Legierungsmittel ist mit Desoxidationsreaktionen zu rechnen. Diese sind in der bisher erwähnten Abkühlziffer unberücksichtigt. Ist der Anteil des Legierungsmittel x_D bekannt, der an Desoxidationsreaktionen teilgenommen hat, so ist die resultierende Temperaturänderung ebenfalls durch einen Koeffizienten zu bewerten [Bar80].

$$\Delta T_{i,D} = K_{i,D} \cdot \Delta[\%i]_D \cdot x_D \quad (4.62)$$

mit:

$\Delta T_{i,D}$ = Temperaturänderung durch Desoxidation des Stoffes i

$K_{i,D}$ = Desoxidationskoeffizient

$\Delta[\%i]_D$ = Mengenzugabe in % der Stahlmasse

Die Desoxidationskoeffizienten und Abkühlziffern wichtiger Legierungsmittel sind in der Abbildung 7.5 im Anhang aufgeführt. Der Abbrand durch Luftsauerstoff ist nicht zu berücksichtigen, da die entstehende Wärme im Rauchgas abgeführt wird [Fel00], und dadurch keine Temperaturänderung zu erwarten ist.

Wie sich Abbrand, Desoxidation und Lösungsvorgang verteilen, ist abhängig vom Sauerstoffgehalt der abgestochenen Schmelze, der Abstichtemperatur und der spezifischen Oberfläche des Legierungsmittels. Durch eine Multiregression lässt sich dieser Einfluss für jedes Legierungsmittel bestimmen. Dafür ist es notwendig den Anteil des Legierungsmittels in der Schlacke durch Schlackenproben zu bestimmen und die Stoffströme zu bilanzieren. Aufgrund der Vielzahl von Legierungsmitteln wurde dies im Rahmen dieser Arbeit nicht bearbeitet. Für die Berechnung des maximalen Temperaturverlusts reicht es aus sich auf den Lösungsvorgang zu beschränken.

4.6 Modellierung der Stahlbadtemperatur im Pffannenofen

Der Pffannenofen wird im Elektrolichtbogenofenwerk als wesentliches sekundärmetallurgisches Aggregat zur exakten Einstellung der Zielgüten verwendet. Sowohl die erforderlichen Elementgehalte, die Temperatur, als auch die Homogenität werden hier eingestellt. Für die Beschreibung der Stahlbadtemperatur müssen deshalb, neben Wärmeverlusten durch Konvektion und Strahlung, auch elektrische Energiezufuhr und Legierungsmittelzugabe berücksichtigt werden.

Die Eingangstemperatur im Pffannenofen wird bestimmt durch die bisherigen Untersuchungen zum Temperaturverlauf der Stahlschmelze. Diese beginnt mit dem Ende des Abgusses der Vorcharge und den nachfolgenden Temperaturverlusten der Pffannenausmauerung, die die spätere Abkühlung der Stahlschmelze berücksichtigen. Des Weiteren addieren sich die Verluste durch den Abstichstrahl, den Füllvorgang und hinzugegebene Legierungsmittel, sowie die aus der analytischen Beschreibung der instationären Temperaturentwicklung der vollen Pffanne. Die Summe dieser einzelnen Rechenschritte führt zur Eingangstemperatur im Pffannenofen.

Für die Modellierung der Stahlbadtemperatur soll angenommen werden, dass die Abkühlung während der Behandlung durch eine Konstante beschrieben werden kann. Ebenso ist die Heizleistung des Lichtbogens nur von der zugeführten Wirkleistung abhängig. Der Lichtbogen wird damit als sogenanntes Black-Box Modell beschrieben [DG80]; [Fra96]. Zusammen mit den Enthalpieverlusten durch Zusätze und Zuschläge ergibt sich die Wärmebilanzgleichung 4.63 für den Pffannenofen.

$$T_{St} = T_{St}^0 - \left(\underbrace{K \cdot \Delta t}_{\text{konst. Abkühlung}} + \underbrace{\frac{P_{elW} \cdot \eta_{th}}{m_{Fl} \cdot c_{pSt}}}_{\text{el. Erwärmung}} + \underbrace{\sum [\Delta T_{1\%}^i \cdot m_i]}_{\text{Legieren}} \right) \quad (4.63)$$

Die, auf einer vereinfachenden Wärmebilanzgleichung beruhende Temperaturberechnung, wird gewählt, da sich die Wärmeströme im Pffannenofen durch Aufheizen, Legieren und Spülen ständig ändern. Die Bestimmung nötiger Einflussgrößen, wie Ausbildung des Spülflecks oder Einhüllung des Lichtbogens mit Schlacke, ist zum Teil nicht möglich oder messtechnisch umsetzbar. Eine Berechnung dieser ist ebenfalls nicht sinnvoll machbar, weshalb keine Berücksichtigung in der folgenden Temperaturmodellierung erfolgt.

Eine der messtechnisch nicht erfassbaren Größen ist der Wirkungsgrad des Lichtbogens, der durch den Zustand der Schlacke beeinflusst wird. So ist zu Beginn der Behandlung die Schlacke meist noch oberflächlich erstarrt und muss zunächst durch den Lichtbogen und die durch die Argonspülung erzeugte Turbulenz aufgeschmolzen werden. Erst anschließend wird die elektrische Energie überwiegend dem Stahlbad zugeführt und erreicht dort eine Erwärmung der Schmelze. Auch ein leichtes Schäumen und damit das Umhüllen des Lichtbogens, ergibt einen höheren thermischen Wirkungsgrad, der nicht erfasst werden kann. Der Zusammenhang zwischen dem thermischen Wirkungsgrad und dem Einfluss veränderlicher Randbedingungen ist in Abbildung 4.10 dargestellt. Aus dieser ist abzulesen, dass bereits eine leichte Umhüllung zu einer deutlichen Erhöhung des Wirkungsgrads führt. Im Pffannenofen wird mit einer dünnen, 5 cm starken, teilweise einhüllenden Kalk-Aluminat-Schlacke gearbeitet. Der Wirkungsgrad eines Lichtbogens in solcher Umgebung kann nach der Abbildung 4.10 zwischen 36 % und 65 % abgeschätzt werden.

Während der Behandlung im Pffannenofen wird regelmäßig die Temperatur mittels Einwegmesslanzen gemessen. Das Ziel der Temperaturmodellierung ist daher weniger die direkte Temperaturbestimmung, als viel mehr die Konstruktion eines Werkzeugs für den Vergleich zwischen

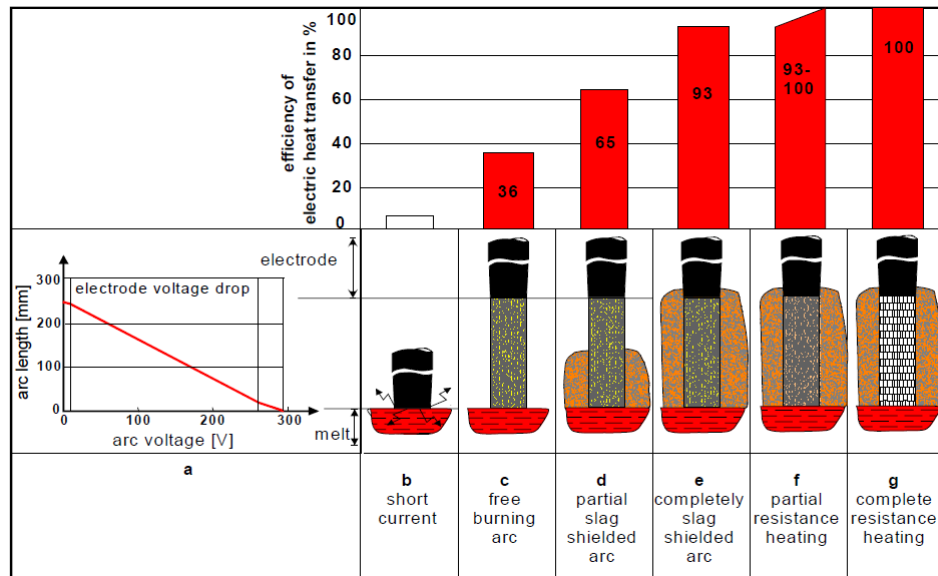


Abbildung 4.10: Thermischer Wirkungsgrad des Lichtbogens in Abhängigkeit von der Ausbildung der Schlacke [Ame86]

erwartetem und gemessenem Temperaturverlauf. So können beispielsweise Fehlmessungen identifiziert werden und es kann eine Vorhersage des Temperaturverlaufs bei aktuellen Betriebsparametern erfolgen. Das ermöglicht eine exaktere Ofenführung und die Bestimmung des Zeitpunkts angestrebter Zielwerte.

Wird Gleichung 4.63 auf die Bestandteile der Abkühlung und der Erwärmung reduziert, so ist der Temperaturverlauf lediglich von zwei spezifischen Parametern η_{th} und K abhängig. Diese wurden durch zwei Messreihen bestimmt. Als erstes wurde die Aufheizleistung in Abhängigkeit der spezifischen Energiezufuhr ermittelt. Bei den Messungen wurden folgende Rahmenbedingungen festgelegt und beachtet:

1. Spülen der Schmelze mit Argon (250 bis 300 Nl/min) etwa 2,5 Minuten zur Homogenisierung
2. Erste Temperaturbestimmung mit der Einwegmesslanze⁷
3. Aufheizen der Schmelze bei einer Trafostufe
4. Erneutes homogenisieren der Schmelze, wie in 1
5. Zweite Temperaturbestimmung mit der Messlanze
6. Während der gesamten Versuchsdauer darf weder legiert, noch anderweitig behandelt werden

Diese Untersuchung wurde für verschiedene Trafostufen durchgeführt. Der gesamte Versuchszeitraum betrug zwischen 7 und 20 Minuten. Es wurde angestrebt möglichst lange Zeiträume zu untersuchen. Anschließend wird die Temperaturänderung gegen die spezifische Leistungszufuhr aufgetragen, so ergibt sich das Diagramm in Abbildung 4.11.

Dem Diagramm können die benötigten Parameter entnommen werden. Der Temperaturverlust

⁷Hersteller: HAEREUS; Delta: 0 bis +3 K [Per]

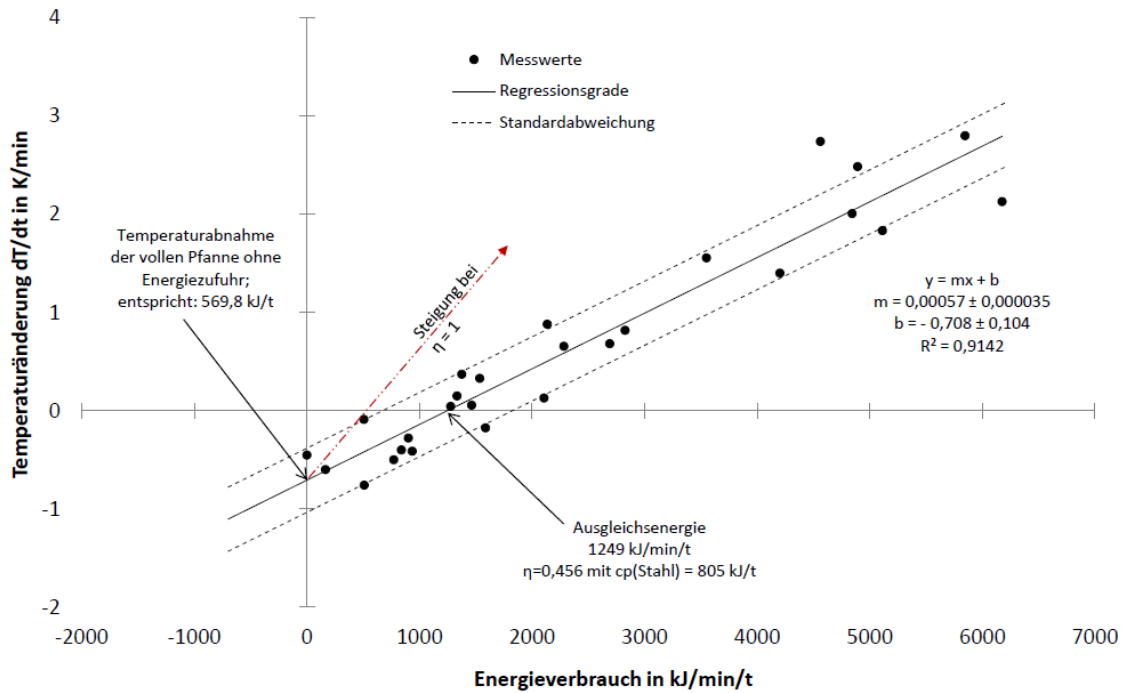


Abbildung 4.11: Temperaturänderung am Pffannenofen in Abhängigkeit vom Energieeintrag

der vollen Pfanne K lässt sich im Pffannenofen bestimmen, wenn keine Energie zugeführt wird. Dieser liegt zwischen $-0,5$ und $-1,1$ K/min. Der in Abschnitt 4.4.1 mit $-0,55$ K/min berechnete Wert liegt damit im unteren Bereich der gemessenen Temperaturverluste. Rechnung und Messung stimmen gut überein, da in der Rechnung mit einer bereits erstarrten Schlackenschicht gerechnet wird. Während der Behandlung im Pffannenofen ist die Schlacke hingegen weitestgehend aufgeschmolzen. Nur bei niedrigen Heiz- und Spülraten oder direkt nach dem Beginn der Behandlung können feste Schlackenbestandteile auftreten und die Temperaturverluste begrenzen. Eine weitere Ursache für die im Vergleich höheren Temperaturverluste im Pffannenofen ist die kontinuierliche Absaugung. Die führt zu erzwungener Konvektion oberhalb der Schmelze und erhöht dadurch den Wärmestrom. Insgesamt ergeben die Messungen plausible Ergebnisse und korrelieren im Rahmen der Annahmen mit den Berechnungen.

Während der Behandlung ist für die Schlacke kein gesondertes Temperaturmodell, wie in dem vorangegangenen Prozessschritt, notwendig. Die kontinuierliche Spülung und der Lichtbogen sorgen dafür, dass während der gesamten Zeit eine flüssige, reaktive Schlacke vorzufinden ist. Nur in Ausnahmefällen ist damit zu rechnen, dass dies nicht der Fall ist, beispielsweise bei einem Ausfall der Spülung oder sehr langen Wartezeiten. Der Schlackenzustand und die daraus resultierenden Wärmeverluste sind während der Behandlung konstant. Für die Berechnung ist zu berücksichtigen, dass das Aufschmelzen der Schlacke zu Verlusten von etwa 6 K zuführt (vgl. Abschnitt 4.4.1).

Der mittlere Temperaturverlust von $-0,71$ K/min, bei fehlender, elektrischer Energiezufuhr, lässt sich am Schnittpunkt der Regressionsgerade mit der Ordinate in Abbildung 4.11 ablesen. Dieser entspricht einem spezifischen Enthalpiestrom von $569,8$ kJ/t, bei einer Wärmekapazität des Stahls von 805 kJ/t. Um diesen mittleren Temperaturverlust der Stahlschmelze ausgleichen zu können ist eine Wirkleistung von 1249 kJ/(min·t) nötig. Der Wert ist am Schnittpunkt der Regressionsgerade mit der Abszisse abzulesen. Daraus ergibt sich bei dem angenommenen linearen Verhalten ein thermischer Wirkungsgrad des Lichtbogens von $\eta = 0,46$. Die Steigung der

Regressionsgeraden entspricht somit dem Wirkungsgrad. Zum Vergleich wird die Steigung für eine vollständige Umsetzung von elektrischer in thermische Energie, also einem Wirkungsgrad von $\eta = 1$, eingezeichnet.

Die Annahme des linearen Zusammenhangs von Leistungszufuhr und aufgenommener Energie kann nach dem Diagramm als sehr wahrscheinlich angenommen werden. Dem Diagramm ist jedoch nicht zu entnehmen, dass die Leistungszufuhr in linearem Zusammenhang zur Trafostufe steht. Deshalb wurde zusätzlich die Abhängigkeit der eingebrachten Wirkleistung von der Trafostufe untersucht. Dazu wurde die maximale Leistungszufuhr einer Trafostufe für einen Zeitraum von 3 Minuten aus Betriebsdaten ermittelt. Umgerechnet mit dem bestimmten Wirkungsgrad ergibt sich die maximale Aufheizleistung einer jeden Trafostufe. Im Betrieb sind dazu Abkühlungs- und Legierungseinfluss zu addieren. Die maximale Aufheizleistung in Abhängigkeit von der Trafostufe ist in Abbildung 4.12 aufgetragen und ergibt ebenfalls den bereits ermittelten linearen Zusammenhang. Somit kann der Wirkungsgrad als linear unabhängig von der Trafostufe und linear abhängig von der zugeführten Wirkleistung angesehen werden, die linear abhängig von der Trafostufe ist.

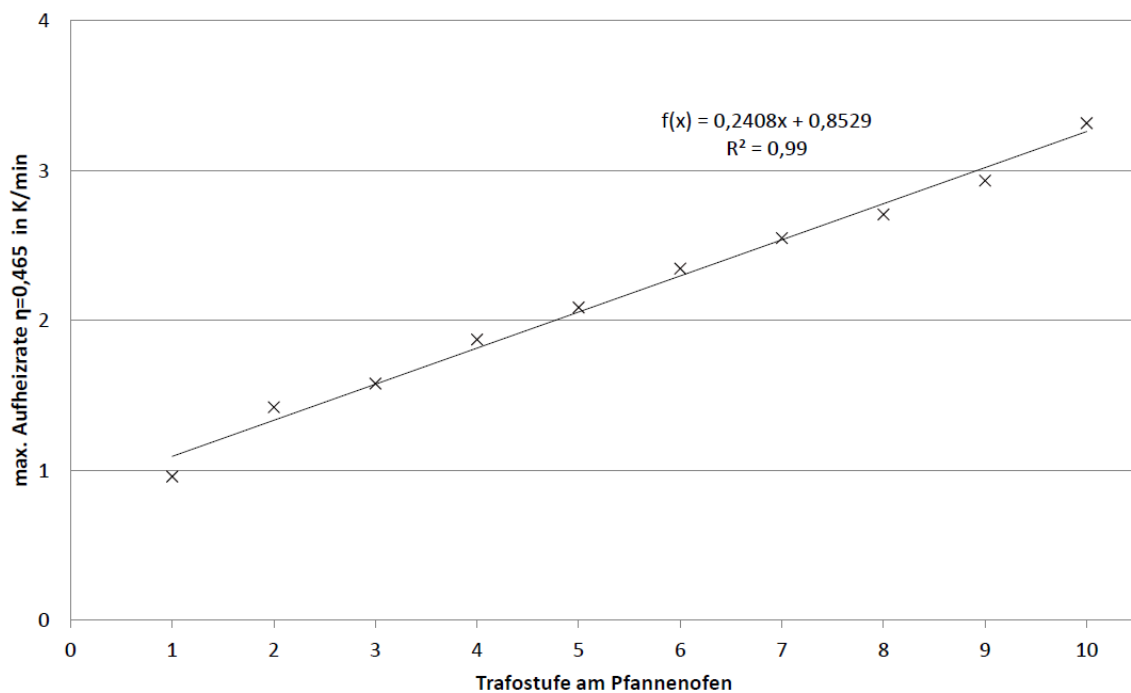


Abbildung 4.12: Maximale Aufheizrate in Abhängigkeit von der Trafostufe

Aus Abbildung 4.11 wird die mittlere Abkühlungsrate der vollen Pfanne bestimmt. Die Schwankungsbreite der Standardabweichung von $-0,5\text{ K}$ bis $-1,1\text{ K}$ beinhaltet dabei einen nicht zu vernachlässigenden Fehler. Der Wirkungsgrad η hingegen ist weitestgehend konstant und weist einen Fehler von lediglich $\pm 15\%$ auf. Aus diesem Grund wird angenommen, dass der Wirkungsgrad im Rahmen der Standardabweichung korrekt ist. Der Abkühlungskoeffizient kann mit seinem Fehler nicht für eine Modellierung verwendet werden. An dieser Stelle sollen die Lanzenmessungen am Pfannenofen dazu genutzt werden, um den Abkühlungskoeffizienten der Schmelze anzupassen und einen Selbstlernerneffekt zu ermöglichen. Die Berechnung des Abkühlungskoeffizienten erfolgt dafür gemäß folgenden Schemata.

Einsetzen der Pfanne:

$$K_0 := -1,1 \text{ K/min}$$

T_0 := berechnete Temperatur beim Einsetzen der Pfanne in den Pfannenofen

1. Messung:

$$K_1 := -1,1 \text{ K/min} = K_0$$

$$T_1 := T_{1. \text{ Messung}}$$

2. Messung:

$$K_2 := ((T_2 - \Delta T_{Leg}^{1-2} - \Delta T_{el}^{1-2} - T_1)/(t_2 - t_1)$$

$$T_2 := T_{2. \text{ Messung}}$$

i. Messung:

$$K_i := \frac{1}{n-1} \cdot \left((T_i - \Delta T_{Leg}^{(i-1)-i} - \Delta T_{el}^{(i-1)-i} - T_{i-1})/(t_i - t_{i-1}) + \sum_{i=2}^n [i] \right)$$

$$T_i = T_{i. \text{ Messung}}$$

Die Berechnung nutzt die Messungen um den Abkühlungskoeffizienten anzunähern, dabei wird der Abkühlungskoeffizient aus dem Mittelwert vorangegangener Werte bestimmt. Mit Ausnahme vom K_0 und K_1 , da zu diesem Zeitpunkt kein Vergleich der Messungen erfolgen kann. Durch die Anpassung des Abkühlungskoeffizienten, ist es möglich das aus den Messungen bestimmte Abkühlungsverhalten zu bestimmen. Für die betriebliche Umsetzung ist zu beachten, dass sowohl obere, als auch untere Grenze festzulegen ist. Diese sollen sich an der Standardabweichung orientieren und verhindern, dass Fehlmessungen zu stark gewichtet werden. Die Auswirkungen, bzw. die Entwicklung des Abkühlungskoeffizienten wird im Verlauf noch einmal in Kapitel 5 anhand eines Beispiels erläutert.

4.7 Entleerungsvorgang der Pfanne in den Stranggussverteiler

Nach der Behandlung der Pfanne im Pfannenofen wird diese in den Verteilerwagen gesetzt. In diesem wird die Pfanne über den Stranggussverteiler gefahren und geöffnet. Die Stahlschmelze wird über ein Schattenrohr in den Verteiler geleitet und von dort aus auf sieben Kokillen verteilt. Für den Temperaturhaushalt der Stahlschmelze ergeben sich daraus zwei Betrachtungspunkte. Zum Einen sind die Wärmeverluste der Stahlschmelze in der Pfanne abhängig vom Füllstand. Zum Anderen ist die Temperaturentwicklung der Stahlschmelze im Verteiler zu analysieren, die abhängig von der Gießgeschwindigkeit und der Temperatur der Vorcharge ist.

Zur Beschreibung der geltenden Zusammenhänge sollen zwei vereinfachende Modelle gewählt werden, die als Zielgröße die Verteilertemperatur in Abhängigkeit von der Zeit wiedergeben. Zunächst ist der Temperaturverlust der Schmelze mit Beginn des Pfannenabguss zu beschreiben. Dafür sind folgende Annahmen zu treffen:

- Der Temperaturverlust der vollen Pfanne ist konstant.
- Die Wärmeströme an die Umgebung sind konstant.
- Die Pfanne ist während der gesamten Abgusszeit durch einen Deckel geschlossen.

Des Weiteren wird für den Bilanzraum „Pfanne“ die Annahme getroffen, dass alle abgeführten Wärmeströme der Pfanne über Konvektion und Strahlung, zu einem direkten Temperaturverlust der Schmelze führen. Etwaige Enthalpieverluste der Feuerfestausmauerung sollen anschließend durch Regressionsanpassungen berücksichtigt werden. Die mit dem Stahl in Kontakt befindliche Pfannenwand ist proportional zum Stahlgewicht in der Pfanne und damit eine Funktion der Gießleistung. Damit ist der an die Pfannenwand abgeführte spezifische Wärmeanteil konstant [GLM91]. Die Oberfläche der Schmelze und der Pfannenboden sind dahingegen unabhängig vom Füllstand. Das führt zu einer Zunahme des Oberflächen-Volumenverhältnis und damit zu stärkeren Temperaturverlusten der Schmelze mit Fortschreiten des Gießvorgangs. Der Gesamtwärmeverlust beschreibt sich damit in erster Näherung nach BANNENBERG als Funktion des Pfannenfüllstands [Ban94]:

$$\frac{dT}{dt} = c \cdot \frac{V_0}{V_0 - d \cdot t} \quad (4.64)$$

mit:

c	– Temperaturverlust der vollen Pfanne	K/min
V_0	– Füllvolumen der vollen Pfanne zum Zeitpunkt $t = 0$	m^3
t	– Zeit nach dem Öffnen des Pfannenschiebers	min
d	– Gießleistung	m^3/min

Für den Temperaturverlust der vollen Pfanne wird eine gedeckelte Pfanne angenommen. Der Wärmestrom über den Deckel ist dabei gleich dem des Bodens, weitere Verluste durch ausströmende Gase bleiben unberücksichtigt. Der Gesamtwärmestrom aus der Pfanne entspricht damit 410,73 kJ/s. Unter der Annahme, dass sich Feuerfestmaterial und Stahl gleichmäßig abkühlen, ergibt sich ein Temperaturverlust von 0,12 K/min bei einer angenommenen Gesamtwärmekapazität des Bilanzraum „Pfanne“ von 200 MJ/K. Durch regressive Analyse wird der Wert anschließend auf 0,1 K/min angepasst. Insgesamt wird eine gute Übereinstimmung von berechnetem und aus den Betriebsdaten hervorgegangenem Wert festgestellt.

Durch Integration über der Zeit vom Öffnen der Pfanne bis zum Zeitpunkt t ergibt sich für die Temperaturabnahme [Ban94]:

$$T_t - T_0 = \Delta T = c \cdot \left(\frac{V_0}{d} \right) \cdot \ln \left(1 - \frac{d}{V_0} \cdot t \right) \quad (4.65)$$

Durch die Änderung des Oberflächen-Volumenverhältnis verliert die Schmelze zum Gießen stärker an Temperatur. Das wird in Gleichung 4.65 durch den natürlichen Logarithmus berücksichtigt, der von der Gießzeit abhängt. Neben diesem Temperaturverlust der Schmelze in der Pfanne, muss die jeweils aktuelle Temperatur der Schmelze im Verteiler berücksichtigt werden. Erst die Mischungsbilanz aus Verteilerschmelze und nach gelaufener Pfannenschmelze ergibt die resultierende Verteilertemperatur. Die Rührkesselbilanz des Verteilers wird in Gleichung 4.66 aufgestellt.

$$T_{V1}^t = m_V^{t-\Delta t} \cdot T_V^{t-\Delta t} - \dot{m}_{out}^{t-\Delta t} \cdot \Delta t \cdot T_V^{t-\Delta t} + \dot{m}_{in} \cdot \Delta t \cdot T_{in} \quad (4.66)$$

$$T_{V1}^t = \left(m_V^{t-\Delta t} - d^{t-\Delta t} \cdot \Delta t \right) \cdot T_V^{t-\Delta t} + \left(d^{t-\Delta t} + \frac{m^t - m^{t-\Delta t}}{\Delta t} \right) \cdot \Delta t \cdot T_{Pf}^{t-\Delta t} \quad (4.67)$$

mit: $\dot{m}_{out} = d$: Netto Gießleistung in t

In Abbildung 4.13 ist der Zusammenhang zwischen der Verteilertemperatur und dem Temperaturverlust der Pfanne graphisch dargestellt. Dafür wurde der Temperaturverlauf der Pfanne bis zum Einsetzen nach dem analytischen Temperaturmodell aus Kapitel 4.4.2 modelliert (*Temperatur Pfanne offen*). Die Schmelze verliert danach im Mittel etwa 1 K/min. Dieser Wert entspricht der üblichen Abschätzung in der Literatur für Stahlwerkspfannen in dieser Größe [Vol].

Mit dem Beginn des Abgusses verändern sich die wärmetechnischen Randbedingungen, unter anderem durch das Auflegen des Pfannendeckels. Der Darstellung ist zu entnehmen, dass ab diesem Zeitpunkt zum einen der Temperaturverlust der Schmelze in der Pfanne abnimmt und zum anderen durch die nachlaufende, wärmere Pfannenschmelze ein Anstieg der Verteilertemperatur festzustellen ist. Während des Gießprozesses sinkt die Pfannentemperatur unterhalb der des Verteilers. Von da an ist eine Abnahme der Verteilertemperatur zu verzeichnen. Die Variablen werden in der Darstellung so gewählt, dass die Verteilertemperatur zu Beginn und zum Ende Sequenz die gleiche Temperatur erreicht. Im Prozess stellt dies den Idealfall dar. Temperaturverluste über das Schattenrohr und über den Verteiler werden als konstant angenommen und sind indirekt in der konstanten Temperaturabnahme der vollen Pfanne berücksichtigt.

Für eine Vorhersage ist es von entscheidender Bedeutung, welche Messwerte zum Zeitpunkt der Berechnung bereits zur Verfügung stehen. Um dies und die Notwendigkeit einer sich kontinuierlich anpassenden Berechnung zu verdeutlichen werden in der Abbildung 4.13 Zwei Stützstellen, jeweils zu Beginn einer Charge, eingezeichnet. Möchte man lediglich den erwarteten Verlauf der Verteilertemperatur mit dem Abguss der Pfanne bestimmen, so kann auf die Verteilertemperatur zu diesem Zeitpunkt zurückgegriffen werden, im Diagramm dargestellt als *Stützstelle „Anguss“*. Soll jedoch bereits im Pfannenofen die Temperatur der Schmelze durch die Vorhersage angepasst werden, ist die Verteilertemperatur zu diesem Zeitpunkt zu nehmen. Beispielsweise wäre dies die Verteilertemperatur an der *Stützstelle „Vorcharge“*. Damit hängt der Fehler mit der Qualität der Berechnung der Vorcharge zusammen und es ist deshalb mit einer größeren Abweichung zu rechnen.

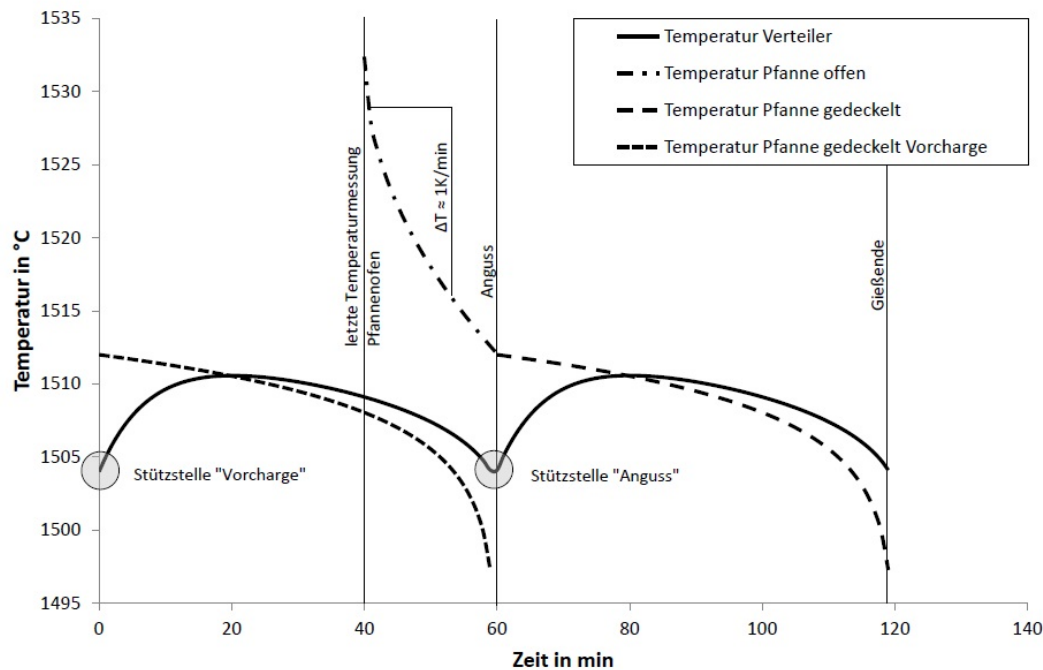


Abbildung 4.13: Verteilertemperaturverlauf einer Charge

Um die Gültigkeit des Modells zu kontrollieren und den Abkühlungskoeffizienten anzupassen, wird auf Basis des analytischen Temperaturmodells die Pfannentemperatur zum Zeitpunkt des Angusses bestimmt. Als Betrachtungszeitraum wird eine Sequenzfolge am 01.01.2014 gewählt. Die Sequenzen wurden ohne neu zugestellte Pfannen abgegossen. Folglich gelten die Annahmen aus dem Kapitel 4.1. Die benötigte Feuerfesttemperatur der Pfanne T_0 wird unter Minimierung der quadratischen Abweichung iterativ bestimmt. Damit kann der Verteilertemperaturverlauf mit Beginn des Abguss bestimmt werden. Der sich ergebende Kurvenverlauf, dargestellt in Abbildung 4.14, steht dann in guter Übereinstimmung mit den dreiminütigen Mittelwerten der Dauermessung im Verteiler. Bei entsprechender Wahl der Parameter kann damit die Verteilertemperatur entsprechend modelliert werden.

Für eine Temperaturvorhersage ist es notwendig die Pfannentemperatur T_0 möglichst exakt bestimmen zu können. Der eingebrachte Fehler setzt sich sonst in der Bestimmung der Verteilertemperatur fort. Um diesen Fehler zu verringern, wird sich dazu entschieden für die Bestimmung der Pfannenschmelzentemperatur beim Anguss, diese mit dem im Pfannenofen angelernten Faktor K zu berechnen (vgl. Kapitel 4.6). Diese Annahme liefert nur eine näherungsweise Lösung, die insbesondere bei längeren Standzeiten nicht mehr gilt, jedoch sind im allgemeinen die Wartezeiten kürzer als 20 min und die spezifischen Eigenschaften der Pfanne werden stärker berücksichtigt. Der resultierende Fehler, mit einer wärmetechnisch bedingten, systematischen Abweichung zu geringeren Temperaturen, ist als gering einzuschätzen.

Bei der Verwendung des analytischen Temperaturmodells konnten die bestimmten Angusstemperaturen aus der Betrachtung vom 01.01.2014 mit einer angenommenen Feuerfesttemperatur von 1100 °C gut wiedergegeben werden und entspreche damit in etwa der in Kapitel 4.4.2 verwendeten Temperatur von 1150 °C. Die Gleichung würde sich dann für den Temperaturverlauf vom Pfannenofen bis zum Öffnen der Pfanne wie folgt darstellen:

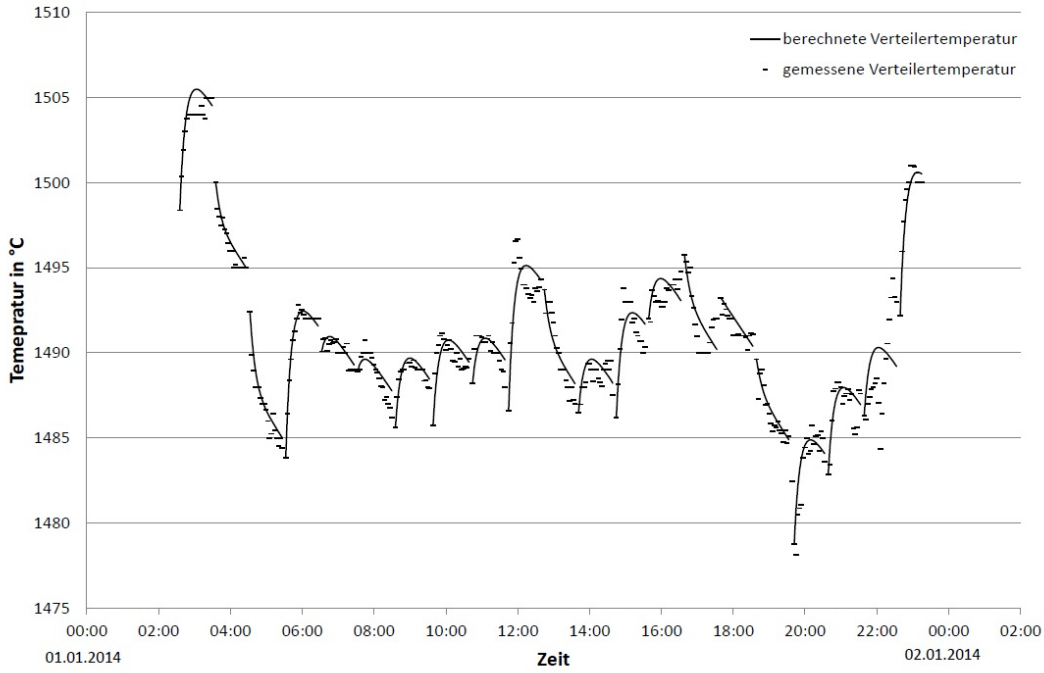


Abbildung 4.14: Iterativ bestimmte Verteilertemperaturverläufe vom 01.01.2014

$$T_0 = T_{PFO} - \frac{2}{\rho_{Fe} \cdot c_{p,Fe}} \sqrt{\frac{\lambda_{ff} \cdot \rho_{ff} \cdot c_{p,ff}}{\pi}} \cdot (T_{PFO} - 1100^\circ\text{C}) \left(\frac{4}{D} + \frac{1}{H_i} \right) \sqrt{t} \quad (4.68)$$

Der sich aus der Mischungsbilanz des Verteilers ergebende Zusammenhang, hat zur Folge, dass Abweichungen der Pfannentemperatur sich noch auf den Verteilertemperaturverlauf der darauf folgenden Charge auswirken. Deshalb sollte selbst bei geringen Unterschreitungen der gewünschten Verteilertemperatur eine Überhitzung der Folgecharge erfolgen, um auf das ursprünglich geplante Niveau zurückkehren zu können.

Die beschriebenen Gleichungen 4.68 und 4.66 ermöglichen die Beschreibung des Chargentemperaturverlaufs wie in Abbildung 4.13 schematisch dargestellt. Für den Zeitraum vom 01.01.2014 bis 31.01.2014 werden die berechneten Ergebnisse mit den erzielten Betriebsdaten verglichen. Die sich ergebende Abweichung von Modell und Betriebsdaten steht dabei in Zusammenhang zur Überhitzung der Schmelze über Liquidus im Verteiler. Dieser Zusammenhang wird deshalb mittels Regression nach Gleichung 4.69 und 4.70 in das Modell eingebunden.

$$a = \left(-2,191 \cdot \exp\left(\frac{-\Delta t}{7,483}\right) + 1,473 \right) \cdot \left(0,0048 \cdot \Delta T_{\ddot{U}}^2 + 0,0233 \cdot \Delta T_{\ddot{U}} - 5 \right) \quad (4.69)$$

$$T_{V2}^t = T_{V1}^t - 0,0042 \cdot a^2 + 0,343 \cdot a - 0,947 + a \quad (4.70)$$

Dadurch kann der systematische Fehler deutlich reduziert werden und die Verteilertemperatur mit einer Genauigkeit von $\pm 8,5$ K für 95 % aller Messwerte bestimmt werden. Das zugehörige Histogramm ist im Anhang in Abbildung 7.7 dargestellt. In Abbildung 4.14 ist diese Regression bereits berücksichtigt.

5 Vergleich der gesamten Modellierung mit Betriebsdaten

Die in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Modelle ermöglichen es den Pfannenumlauf und die Auswirkungen auf die Stahlbadtemperatur geschlossen zu modellieren. Beginnend mit den Verlusten der leeren Pfanne schließen sich die anderen Modelle, wie jenes für den Abstichstrahl oder den Pfannenofen, an. Vor einer Umsetzung im Betriebsleitsystem ist es nötig die einzelnen Modelle einer Prüfung zu unterziehen und die erwarteten Abweichungen abzuschätzen. Für die einzelnen Modelle wurde dies bereits zum Teil in den zugehörigen Kapiteln durchgeführt, jedoch nicht in der Kombination miteinander.

Nicht alle beschriebenen Modellierungen lassen sich zudem direkt kontrollieren. So ist beispielsweise die Messung des Füllvorgangs aus technischer Sicht nur mit einem großem Aufwand möglich. Dem gegenüber stehen relativ geringe, zu erwartende Temperaturverluste von etwa 3 K, weshalb eine gesonderte Untersuchung für das Gesamtmodell nicht sinnvoll ist.

Von besonderer Bedeutung sind die Modellabschnitte, die einen langen Zeitraum beschreiben. Das gilt für das analytische Temperaturmodell aus Kapitel 4.4.2 und die Modellierung im Pfannenofen in dem Kapitel 4.6. Zunächst soll das analytische Temperaturmodell anhand von zwei Zeitintervallen des Produktionsprozess untersucht werden. Zum Einen zwischen dem Elektrolichtbogenofen und dem Pfannenofen und zum Anderen zwischen dem Pfannenofen und der Stranggießanlage.

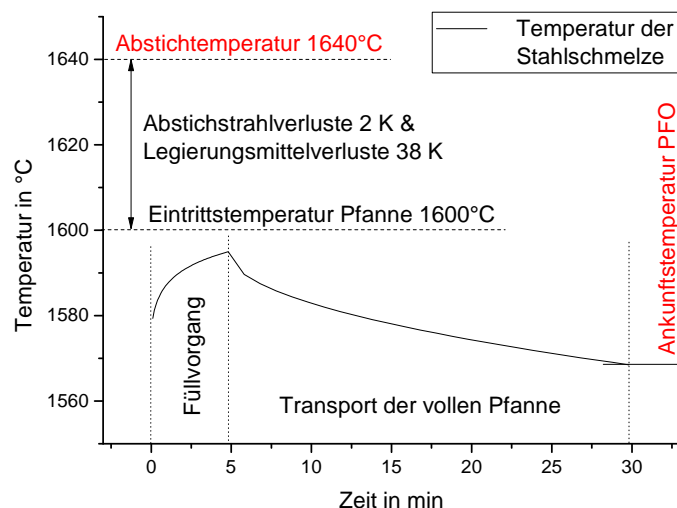


Abbildung 5.1: Schematischer Temperaturverlauf zwischen EOF und PFO

Für die Temperaturmodellierung zwischen EOF und PFO ergeben sich Probleme, die bei der Fehlerbetrachtung berücksichtigt werden müssen. Dazu ist in Abbildung 5.1 der schematische Zu-

sammenhang der einzelnen, zu berücksichtigenden Modellteile dargestellt. Als gemessene Größen stehen für diese Untersuchung die Abstichttemperatur und die Eingangstemperatur im Pfannenofen zur Verfügung. In der Modellierung ergibt sich die Eingangstemperatur im Pfannenofen aus der Abstichttemperatur abzüglich der Verluste durch den Abstichstrahl, der Legierungsmittel und des Füllvorgangs. Hinzu kommen noch die Verluste der vollen Pfanne während des Transports, die sich mit dem analytischen Temperaturmodell berechnen lassen. Die Ergebnisse dieser Berechnung sollen analysiert werden.

Für eine Auswertung des analytischen Temperaturmodells in diesem Abschnitt sind deshalb die anderen Einflüsse zu subtrahieren. Bei der gemessenen Abstichttemperatur wurde darauf geachtet, dass diese im EOF zeitnah vor dem Abstich erfolgte. Schmelzen, die nach der letzten Messung im EOF noch aufgeheizt wurden, sind in der Auswertung nicht berücksichtigt worden. Gleiches gilt für die erste Temperaturmessung im Pfannenofen, die ebenfalls vor dem ersten Heizintervall erfolgt sein musste.

Die Vielzahl der Einflussgrößen, insbesondere der Einfluss der Legierungselemente und die genaue Abstichttemperatur, führen im Rahmen der Fehlerfortpflanzung zu einer großen Schwankungsbreite. Ein Vergleich der Modellierung mit den gemessenen Temperaturverlusten zwischen dem EOF und dem PFO führt zu dem Histogramm in der Abbildung 5.2. Die durch die Fehlerfortpflanzung begründete Varianz ist deutlich zu erkennen. Die Verteilungskurve des Histogramms wurde durch die Subtraktion eines systematischen Fehlers auf null normiert.

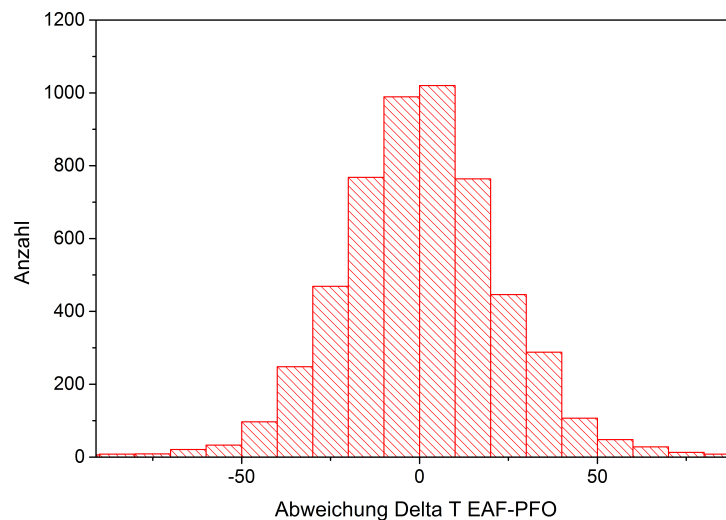


Abbildung 5.2: Verteilung der Abweichung des analytischen Modells von der gemessenen Temperaturänderung zwischen EOF und PFO

Dem Histogramm ist zu entnehmen, dass die Modellierung etwa 90 % der Werte mit einem Fehler von 50 K erfasst. Im Bezug auf die betrachtenden Zeiträume von 10-120 Minuten ist die erzielte Genauigkeit unzureichend. Als wesentliche Ursache für die große Abweichung im Rahmen der Fehlerfortpflanzung (5.1) konnten der Einfluss der Desoxidation in der Bestimmung des Legierungsmiteinflusses T_{VZZ} und der Fehler der Messungen am EOF T_{Ab} ausgemacht werden.

$$\Delta T_{PFO} = \left| \frac{\partial T_{PFO}}{\partial T_{Ab}} \right| \Delta T_{Ab} + \left| \frac{\partial T_{PFO}}{\partial T_{VZZ}} \right| \Delta T_{VZZ} + \left| \frac{\partial T_{PFO}}{\partial T_{VA}} \right| \Delta T_{VA} + \left| \frac{\partial T_{PFO}}{\partial T_{VFv}} \right| \Delta T_{VFv} + \left| \frac{\partial T_{PFO}}{\partial T_{VAM}} \right| \Delta T_{VAM} + \left| \frac{\partial T_{PFO}}{\partial T_{MPFO}} \right| \Delta T_{MPFO} \quad (5.1)$$

mit:

T_{PFO}	–	Eingangstemperatur Pfannenofen	°C
T_{Ab}	–	Abstichttemperatur	°C
T_{VZZ}	–	berechneter Temperaturverlust durch Zusätze und Zuschläge	°C
T_{VA}	–	berechneter Temperaturverlust durch den Abstichstrahl	°C
T_{VFv}	–	berechneter Temperaturverlust durch den Füllvorgang	°C
T_{VAM}	–	berechneter Temperaturverlust durch das analytische Modell	°C
T_{MPFO}	–	Messung am Pfannenofen	°C

Die berechneten Temperaturverluste durch das Legieren liegen im Mittel bei etwa -80 K. Die Desoxidation führt jedoch zu einer Erwärmung der Schmelze, wie dem Desoxidationskoeffizienten in der Abbildung 7.5 im Anhang und dem Kapitel 4.5 entnommen werden kann. Werden beispielsweise 500 kg Kohle beim Abstich zugegeben, so kann das zu einem Temperaturverlust von etwa -19 K oder zu eben einer Erwärmung von 8 K führen. Anhand des Beispiels wird deutlich, weshalb der Fehler der Legierungsmittelzugabe solch einer Varianz unterliegt.

Die Messung der Abstichttemperatur am EOF stellt sich ebenfalls als Problem dar. So liegt zwischen Messung und Abstich eine Zeit von mindestens 1 min. In dieser Zeit sind Änderungen der Temperatur von >20 K möglich [And12]. Des Weiteren ist bei der Genauigkeit der Messung neben des Fehlers der Messtechnik auch die inhomogene Temperaturverteilung im EOF zu betrachten, die sich durch den großen Ofeninnendurchmesser von ca. 6 m ergibt. Aus diesem Grund wird im Rahmen des Projekts der Eisenschwammregelung ein Modell zur Temperaturberechnung im EOF erstellt, mit diesem die Schmelzentemperatur zum Zeitpunkt des Abstichs berechnet werden kann. Deshalb soll für die betrieblich umgesetzte Modellierung diese Größe als Startpunkt der Kalkulation verwendet werden. Das Projekt ist zum Zeitpunkt der Untersuchungen noch nicht abgeschlossen, der Fehler aus der berechneten Abstichttemperatur kann deshalb nicht abgeschätzt werden.

Um die Anzahl der Fehlergrößen zu minimieren wird das analytische Modell zusätzlich anhand des Temperaturverlusts zwischen dem PFO und der Stranggießanlage untersucht. Dieser Abschnitt setzt sich aus einer geringeren Zahl von Modellabschnitten zusammen, wodurch die Summe aller Fehler geringer ausfällt. Die Fehlerfortpflanzung beschreibt sich für diesen Abschnitt nach der Gleichung 5.2.

$$\Delta T_{Ang} = \left| \frac{\partial T_{Ang}}{\partial T_{PFOa}} \right| \Delta T_{PFOa} + \left| \frac{\partial T_{Ang}}{\partial T_{VAM}} \right| \Delta T_{VAM} + \left| \frac{\partial T_{Ang}}{\partial T_V} \right| \Delta T_V \quad (5.2)$$

mit:

T_{Ang}	–	Temperatur der Pfanne beim Anguss	°C
T_{PFOa}	–	Ausgangstemperatur Pfannenofen	°C
T_{VAM}	–	berechneter Temperaturverlust durch das analytische Modell	°C
T_V	–	Messung im Verteiler	°C

Der zu modellierende Zeitraum liegt im Mittel bei etwa 20 bis 30 min. Als Ergebnis stellt sich das Histogramm in Abbildung 5.3 dar. In diesem Bereich werden 95% der Messwerte mit einem Fehler von 12,5 K erfasst. Als Verteilertemperatur wird eine mittlere Temperatur verwendet. Diese eignet sich für die Untersuchung, da zur Hälfte der Gießzeit die Pfannentemperatur und die Verteilertemperatur etwa gleich sind. Mit der in diesem Bereich erzielten Genauigkeit, ist eine zufriedenstellende Prognose der Temperatur im Rahmen der Messungenauigkeit möglich.

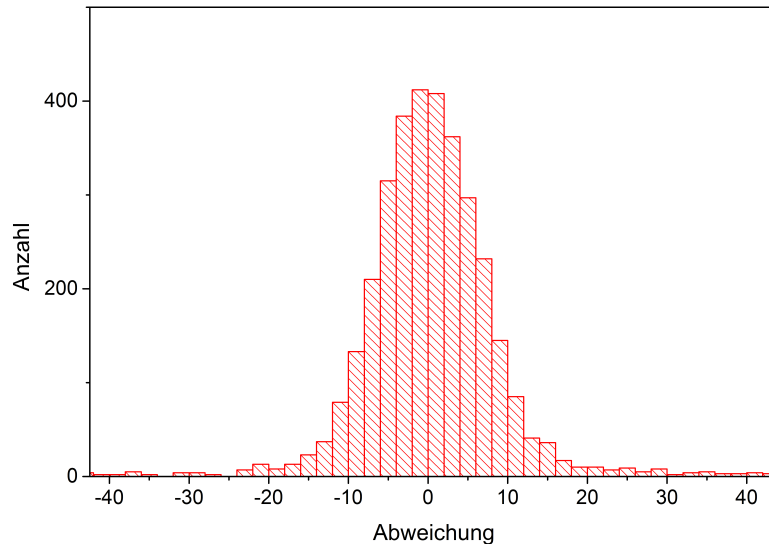


Abbildung 5.3: Verteilung der Abweichung vom analytischen Modell und Messung zwischen PFO und SGA

Die Bedeutung und die möglichen Fehler des lernenden Abkühlungskoeffizienten K aus der Gleichung 4.63 sollen am Beispiel einer Charge vom 24.05.2014 erläutert werden. Die vorgestellte Charge ist eine von vier vollständig untersuchten Chargen. Die Ausgewählte wies dabei die schlechteste Übereinstimmung der Modellierung im Pfannenofen mit den Messwerten auf. An dieser Charge werden die einzelnen Zusammenhänge aufgrund des zunächst großen Fehlers besonders deutlich. Dazu wurden alle relevanten Parameter, wie die Wirkleistung, der Spülgasstrom und die Legierungsmittelzugabe in der Abbildung 5.4 aufgetragen. Die Rechnung beginnt mit der Temperatur der ersten Messung im Pfannenofen. Unter Berücksichtigung der zugeführten Leistung, des Spülgasstroms und der drei Legierungsmittelzugaben wird die Temperatur bis zur zweiten Messung bestimmt **(1)**. Im behandelten Beispiel zeigt das Modell eine deutliche Abweichung zum zweiten Messwert **(2)**, sodass zum Einen der negative Offset korrigiert und zum Anderen der K -Faktor angepasst werden muss.¹ Die Veränderung des Abkühlungskoeffizienten K ist an der geringen Neigung der Temperaturkurve zwischen **(2)** und **(3)** zu erkennen. Die angepasste Rechenvorschrift bleibt bis zur dritten Messung **(3)** gleich. Bei dieser wird vom Modell ein positiver Offset zum bisherigen Wert festgestellt, daraus folgt ebenfalls eine Anpassung des Abkühlungskoeffizienten.

Nach der vierten Messung ist zu beobachten, dass durch die kontinuierliche Regression des Abkühlungskoeffizienten die Treffsicherheit der Modellierung steigt. Gleichzeitig wird aber auch deutlich, dass die zweite und vierte Messungen durch die Varianz des Messwerts zur Ungenauigkeit beigetragen haben. So führen bereits geringfügige Korrekturen der zweiten (nach unten) und dritten Messung (nach oben) dazu, dass sich der Verlauf im darauf folgenden optimal nachbilden lässt. Es ist anzunehmen, dass der größte Fehler aus der ersten Messung resultiert. Diese erfolgte

¹Rechnungsvorschrift in Kapitel 4.6

direkt nach einer längeren Heizperiode. Für eine ausreichende Homogenisierung der Schmelze und damit korrekte Messung, wäre ein Spülzeitraum von über 2 min anzustreben gewesen. Das ist in dem betrachteten Beispiel nicht erfolgt, weshalb von einer inhomogenen Temperaturverteilung in der Pfanne zum Zeitpunkt der Messung auszugehen ist.

Das Beispiel zeigt aber, dass trotz anfänglicher Abweichungen zwischen Messung und Modellierung, sich der Abkühlungskoeffizient über die Anzahl der Messungen an das Verhalten der Pfanne anpasst. Damit werden zum Behandlungsende sehr gute Übereinstimmungen von Längenmessungen und Modellierung erreicht.

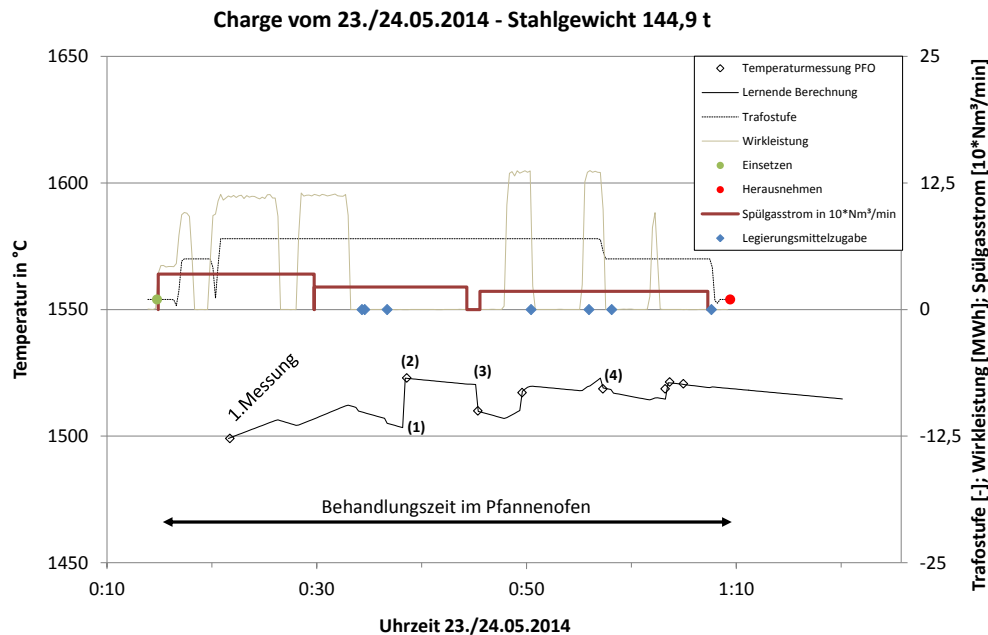


Abbildung 5.4: Auswertung des Temperaturverlaufs einer untersuchten Charge im Pfannenofen

Es konnte anhand von statistischen Auswertungen und einem Beispiel die Funktionsweise der Modellierungen und deren Ergebnisse demonstriert werden. Für die geschlossene Modellierung ist aber der gesamte Produktionszyklus zu betrachten. Aus diesem Grund wurde für die untersuchte Charge der Temperaturverlauf vor und nach dem PFO berechnet und in der Darstellung 5.5 ergänzt.

In diesem Diagramm wird deutlich, wie die einzelnen Modelle zusammenhängen und durch Messgrößen beeinflusst werden. Beginnend bei der Abstichttemperatur (5), die aus den vorangegangenen Ofenmessungen (6.1 & 6.2) mit dem HSU-Modell berechnet wird, werden zunächst Legierungsmittel- und Abstichtstrahlverluste subtrahiert. Von hier startet die Berechnung des Füllvorgangs (7) und wird abgelöst durch das analytische Temperaturmodell. Mit dem Einsetzen der Pfanne ist das Aufschmelzen der Schlacke mit 6 K zu berücksichtigen (8). Ab diesem Zeitpunkt wird nicht mehr mit dem analytischen Temperaturmodell gerechnet, sondern mit der Berechnungsvorschrift für den Pfannenofen. Grund dafür ist, dass die kontinuierliche Spülung zu einer permanent aufgeschmolzenen Schlacke führt. Mit der ersten Messung im Pfannenofen (7) wird ein bisher entstandener Offset ausgeglichen. Dieser ist wie bereits beschrieben im Allgemeinen groß. Mit der Behandlung im Pfannenofen ergibt sich der beschriebene Berechnungsverlauf für die Temperatur im Pfannenofen. Die Bedeutung des anpassbaren Abkühlungskoeffizienten und der Offset-Korrektur für die Modellierung, wird durch den Vergleich mit dem Verlauf einer Rechnung ohne Anpassung deutlich (10). Mit Abschluss der Behandlung wird die Pfanne in

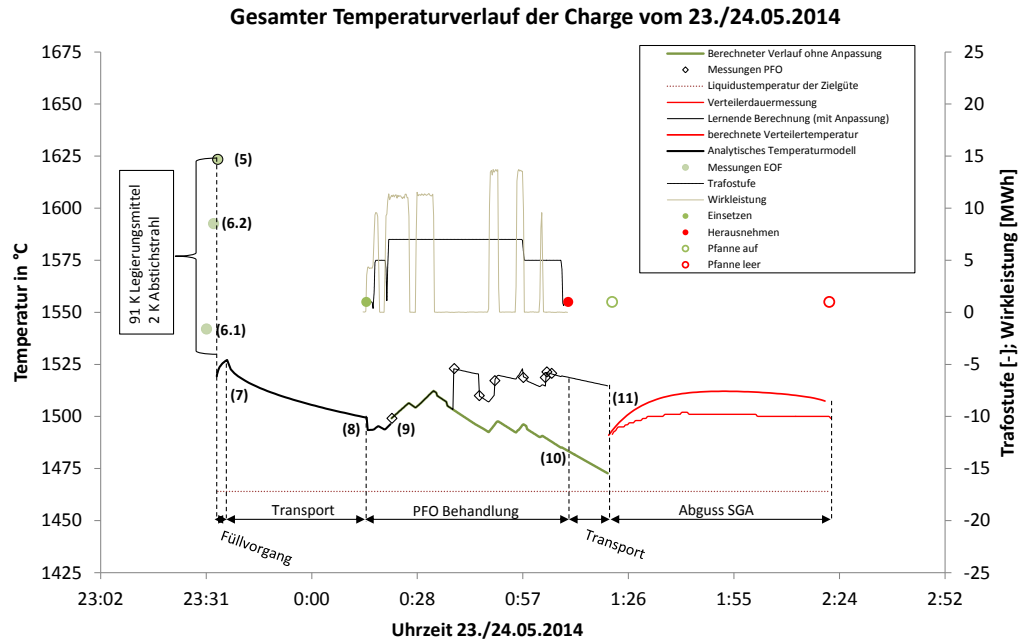


Abbildung 5.5: Auswertung des gesamten Temperaturverlaufs einer untersuchten Charge

den Verteilerwagen gesetzt und für den Abguss vorbereitet. Mit der vom Modell übergebenen Pfannentemperatur lässt sich anschließend der Verlauf der Verteilertemperatur (11) berechnen. In der vorliegenden Beispielcharge ist die Temperatur der Schmelze zu heiß berechnet worden, weshalb die erreichte Verteilertemperatur zu hoch bestimmt wird. Die maximale Abweichung liegt bei etwa 10 K.

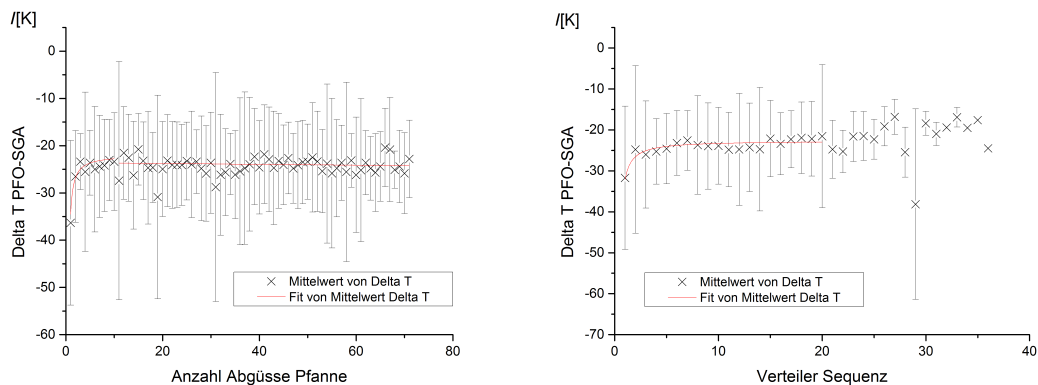


Abbildung 5.6: Abhängigkeit des Temperaturverlusts von Verteilersequenz und Alter der Pfannenzustellung zwischen PFO und SGA

Während des Stahlherstellungsprozesses sind einige Sonderereignisse zu bewerten. Dazu zählen der Neuguss eines Verteilers und die Verwendung von neu zugestellten Pfannen. Des Weiteren wurde der durchschnittliche Temperaturverlust der Schmelze gegen die Anzahl der Abgüsse oder die Anzahl der Verteilersequenzen in Abbildung 5.6 aufgetragen. Der Temperaturverlust zwischen PFO und SGA ist für eine neu zugestellte Pfanne mit einer Abweichung von etwa 10 K zu bewerten. Die erste Verteilersequenz führt etwa zu einem zusätzlichen Temperaturverlust von 7 K. In den darauffolgenden Sequenzen oder Abgüssen ist keine Abhängigkeit des mittleren Temperaturverlusts mehr festzustellen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass gute Übereinstimmungen der Ergebnisse mit den Messwerten in Abhängigkeit vom Prozessabschnitt erzielt werden. Insbesondere die Berechnungen im Pfannenofen und danach erzielen durch die lernende Programmierung gute Ergebnisse. Im Abschnitt vor dem Pfannenofen ist eine Aussage über den maximalen Temperaturverlust der Stahlschmelze zu machen. Daraus lassen sich entsprechende Grenzvorschriften ableiten. Aus den genannten Gründe führt die Fehlerfortpflanzung aber zu einem relativ großen Fehler.

6 Implementierung des Modells in das Betriebsleitsystem

Als letzter Teilschritt der Arbeit soll die Implementierung der Berechnungsvorschrift in das Betriebsleitsystem beschrieben werden. Ziel der Arbeit, ist es das vorhandene Wissen der Schmelzer mit der Bereitstellung geeigneter Daten zu unterstützen und zu erweitern. Eine vollständige Ausnutzung des Potentials dieser Modellierung steht aber immer in einem Zusammenhang mit einem längeren Lernprozess. Erst mit diesem wird die korrekte Bewertung der angezeigten Daten erreicht. Die im Folgenden dargestellte und umgesetzte Implementierung berücksichtigt den aktuellen Erfahrungswert der Mitarbeiter und reduziert die angezeigten Daten auf das für die Produktion relevante.

Für den Prozessabschnitt zwischen EOF und PFO ist für den Betrieb weniger die absolute Temperatur von Bedeutung, als viel mehr der Zeitpunkt, zu dem die Behandlung im Pfannenofen beginnen muss. Dieser Zeitpunkt ist durch das Erreichen der Liquidustemperatur der Stahlschmelze definiert. Als kalkulatorische Grenztemperatur wurden 20 Kelvin über Liquidus festgelegt, um eine ausreichende Sicherheit und Reaktionszeit zu ermöglichen. Würde die Stahlschmelze die Liquidustemperatur erreichen, würden sich feste Ausscheidungen bilden. Diese sinken in der Schmelze herab und sedimentieren auf dem Boden der Pfanne. Das Aufschmelzen dieser festen Ausscheidungen ist nur mit großem Arbeits- und Zeitaufwand möglich, da die Partikel nur unzureichend von der Spülung erfasst werden. Als Ergebnis der Modellierung des Prozessschrittes, wird deshalb nach dem Abstich der Schmelze aus dem EOF ein „Countdown“ gestartet, der die noch verbliebene Zeit bis zum Erreichen der Grenztemperatur anzeigt. Dazu wurde die Grenztemperatur in das analytische Temperaturmodell aus Kapitel 4.4.2 eingesetzt und nach der Zeit aufgelöst. Im Betriebsleitsystem soll der „Countdown“ gemäß der Abbildung 6.1 an der Stelle (14) dargestellt werden.

Ziel der Behandlung im Pfannenofen ist die exakte Einstellung der Temperatur für den Gießvorgang. Aus diesem Grund sollen neben dem Verlauf der gemessenen Temperaturen, die berechneten Werte angezeigt werden. Dazu soll das Bild im Betriebsleitsystem um diese Information erweitert werden (13). So kann der Schmelzer durch die Entwicklung des Offsets das Verhalten seiner Pfanne im Vergleich zu anderen Chargen besser bewerten.

Wird beispielsweise festgestellt, dass die Pfanne stärker an Temperatur verliert als berechnet, so ist die folgende Entwicklung kritischer zu betrachten und gegebenenfalls eine Kontrollmessung durchzuführen. Es kann erst dann mit einem stabilen Verhalten der Pfannentemperatur gerechnet werden, wenn sich der Offset auf ein Minimum reduziert. Es ist an dieser Stelle zu berücksichtigen, dass die Genauigkeit der Modellierung mit der Anzahl der Messungen steigt.

Als letzter Prozessschritt erfolgt das Gießen. Dafür ist die korrekte Temperatur der Schmelze von großer Bedeutung. In diesem Fall ist die zukünftige Entwicklung der Schmelze von Bedeutung. Aus diesem Grund wird mit dem Herausnehmen aus dem Pfannenofen die in 20 Minuten erwartete Schmelzentemperatur berechnet und neben der aktuellen Temperatur angezeigt (12). Der gewählte Zeitraum entspricht der durchschnittlichen Zeit für den Transport der Pfanne und der Rüstzeit an der Stranggießanlage. Mit der angezeigten Zeit wird dem Gießmeister und

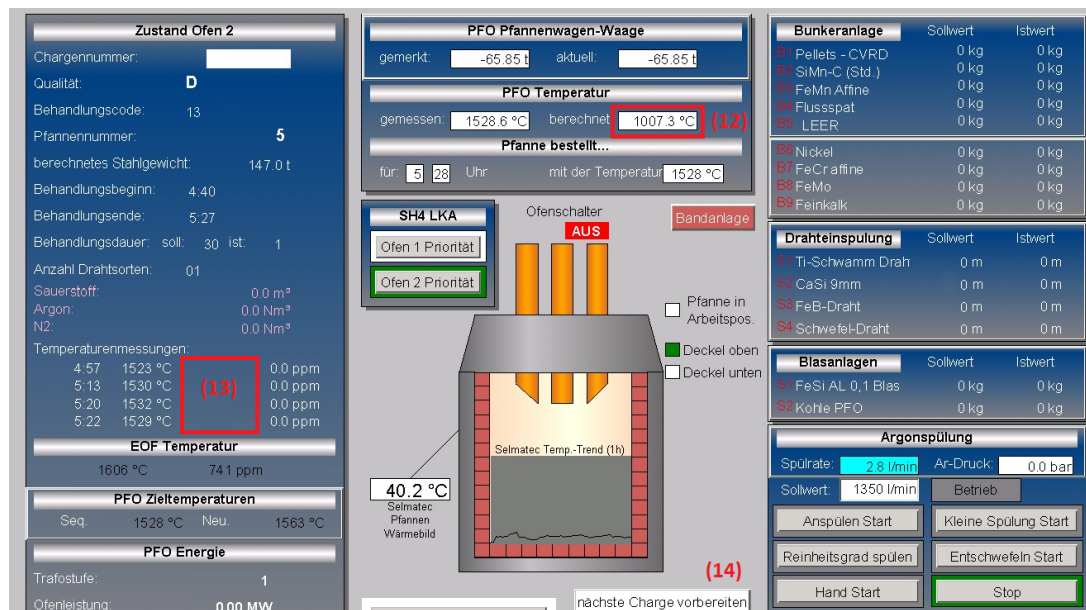


Abbildung 6.1: Darstellung der Modellierung im Betriebsleitsystem

dem Schmelzer die Entscheidung erleichtert, ob die Pfanne nach längeren Wartezeiten erneut im Pfannenofen zu behandeln ist oder ob die Temperatur noch ausreicht.

Die Reduzierung der Modellierung auf die wesentlichen Anforderungen der Mitarbeiter im Stahlwerk erhöht die zu erwartende Akzeptanz und Anwendbarkeit. Gleichzeitig wird durch den kontinuierlichen Vergleich zwischen Messung und Rechnung die Gefahr reduziert, dass eine fehlerhafte Modellierung nicht erkannt wird.

Um eine spätere Auswertung der Modellierung zu ermöglichen wird Parallel zur darstellenden Umsetzung im Betriebsleitsystem eine Datenbank mit den berechneten Werten angelegt. Dazu wird für jede Charge eine Liste mit Temperaturen erzeugt, die sich aus der letzten Temperatur eines zusammenhängenden Rechenschritts ergibt.

7 Zusammenfassung und Potential des beschriebenen Temperaturmodells

Das im Rahmen dieser Arbeit zusammengestellte Temperaturmodell beruht auf der Bilanzierung der Energieströme. Durch die Analyse der einzelnen Prozessschritte konnten diese separiert und in einem individuellen Temperaturmodell bilanziert werden. Durch die Verwendung geeigneter Annahmen und der Verwendung analytischer und explizit beschreibender Temperaturmodelle, ist es möglich geworden den Temperaturverlust und Einflüsse auf diesen zu berechnen. Es ergibt sich daraus die Möglichkeit den Produktionsprozess im Bezug auf die Stahlbadtemperatur besser zu bewerten und zu verstehen. Die Verwendung von Gleichungen, die die spezifischen physikalischen Zusammenhänge berücksichtigen, ermöglicht die einfache Anpassung der Modelle an Veränderungen der Anlagentechnik. Dazu gehört beispielsweise die Verwendung neuer Feuerfestmaterialien oder die Leistungssteigerungen elektrischer Anlagen. Solche Anpassungen finden stetig statt und sind für das Fortbestehen der Modellierung wichtig.

Die Vereinfachungen der Modellierung führen auch dazu, dass nicht alle Einflüsse erfasst werden. So werden beispielsweise Ereignisse, wie Verteilerwechsel oder Neuzustellungen der Pfanne, nicht direkt in den verwendeten Modellen berücksichtigt. Die Modellierung bietet aber die Möglichkeit, durch eine entsprechende Betrachtung, systematische Fehler zu erkennen und sie von den berücksichtigten Einflussgrößen zu trennen. Damit können Einflüsse leichter und exakter quantifiziert und anschließend durch Korrekturgrößen in der Modellierung berücksichtigt werden. Das Temperaturmodell stellt damit die Grundlage einer energetischen Modellierung, die durch einen stetigen Verbesserungsprozess gute Ergebnisse erwarten lässt. Eine solche Anpassung wird für die Berechnung der Verteilertemperatur in Kapitel 4.7 exemplarisch vorgestellt.

Außerdem wird gezeigt, dass insbesondere die Legierungsmittelzugabe, aufgrund des unbekannten Ausbringens und der Desoxidation, in der Berechnung eine wesentliche Fehlerquelle darstellt. Deshalb sollte im Rahmen weiterer Optimierungsbestrebungen der Einfluss genauer analysiert und quantifiziert werden. Dazu muss durch Stoffbilanzen geklärt werden, in welchen Anteilen die Desoxidation in der Schmelze und der Abbrand an der Luft stattfindet (vgl. Kapitel 4.5). Dafür ist unter anderem die Abhängigkeit von der Sauerstoffaktivität der Schmelze und der Abstichttemperatur zu untersuchen.

Die Modellierung der Verteilertemperatur konnte aus verschiedenen Gründen im Rahmen dieser Arbeit nicht in das Betriebsleitsystem integriert werden. Der Vergleich zwischen Messwerten und Rechnung zeigte jedoch gute Übereinstimmungen. Insbesondere die Installation geeigneter Messtechnik ist an dieser Stelle zu überlegen und könnte zu einer weiteren Verbesserung des Modells genutzt werden. So gibt die Verteilerdauermessung nur die Mischungsbilanz aus vorhandener und zugeführter Schmelze an. Die exakte Temperatur der zulaufenden Pfannenschmelze ist hingegen nicht bekannt. Die Installation einer Dauermessung direkt im Abstichstrom würde gute Ergebnisse liefern und zur besseren Verständnis des Temperaturverlaufs beitragen. Gleichzeitig können die bisher nur iterativ bestimmten Temperaturen durch Messungen validiert werden. Mit der Kenntnis dieser Temperatur ist es außerdem für den Schmelzer möglich die zukünftige Entwicklung abzuschätzen und früher auf eine zu kalte, einlaufende Schmelze zu reagieren.

Das im Rahmen dieser Arbeit aufgestellte Temperaturmodell wird mit den genannten Bestandteilen im Stahlwerk der ArcelorMittal Hamburg GmbH eingesetzt. Die erzielten Genauigkeiten erfüllen die individuellen Anforderungen an den einzelnen Modellierungsschritt. Die erzielten Werte sollen in Zukunft kontinuierlich mit Betriebsdaten verglichen und das Modell entsprechend angepasst werden. Hierdurch ist eine weitere Steigerung der Genauigkeit zu erwarten. Gleichzeitig ist anzunehmen, dass die temperaturbedingten Gießabbrüche durch die Verwendung der Modellierung reduziert werden und damit ein Teil zur Erreichung der Unternehmensziele beigetragen wird.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Wärmetechnische Einteilung des Pfannenumlaufs	3
2.1	Emissionsgrad ε für verschiedene Materialien mit $\lambda = 0,65$ [Paw83]	5
2.2	Temperaturprofile a und Temperaturgrenzschicht b an einer längsangeströmten, ebenen Platte nach [BK06]	7
2.3	Laminares und turbulentes Geschwindigkeitsprofil an einem überströmten Körper [BK06]	7
3.1	Wärmetechnische Pfannenzustände in einem Elektrostahlwerk	9
4.1	Vergleich des berechneten Wärmeübergangskoeffizienten mit den Berechnungen von HEILIGENSTAEDT [Hei66]; Umgebungstemperatur 25°C	16
4.2	Abhängigkeit des Emissionsgrad von der Geometrie; nach [VW06]	17
4.3	Entwicklung der Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials nach der Entnahme aus dem Pfannenfeuer	18
4.4	Entwicklung der Oberflächentemperatur des Feuerfestmaterials im Pfannenfeuer	20
4.5	Wärmeströme im Pfannenfeuer und Darstellung der Schnittebene A	22
4.6	Einfluss der Standzeit im Pfannenfeuer auf die Abkühlung der Stahlschmelze . .	23
4.7	Modell des Abstichstrahls nach PFEIFER [Pfe84]	24
4.8	Temperaturverlust des Abstichstrahls für unterschiedliche Formfaktoren K und Massenströme \dot{m}	26
4.9	Vergleich des modellierten Temperaturverlaufs während des Füllvorgangs mit dem einer vollen Pfanne und konstantem Temperaturverlust	28
4.10	Thermischer Wirkungsgrad des Lichtbogens in Abhängigkeit von der Ausbildung der Schlacke [Ame86]	37
4.11	Temperaturänderung am Pfannenofen in Abhängigkeit vom Energieeintrag . . .	38
4.12	Maximale Aufheizrate in Abhängigkeit von der Trafostufe	39
4.13	Verteilertemperaturverlauf einer Charge	43
4.14	Iterativ bestimmte Verteilertemperaturverläufe vom 01.01.2014	44
5.1	Schematischer Temperaturverlauf zwischen EOF und PFO	45
5.2	Verteilung der Abweichung des analytischen Modells von der gemessenen Temperaturänderung zwischen EOF und PFO	46
5.3	Verteilung der Abweichung vom analytischen Modell und Messung zwischen PFO und SGA	48
5.4	Auswertung des Temperaturverlaufs einer untersuchten Charge im Pfannenofen .	49
5.5	Auswertung des gesamten Temperaturverlaufs einer untersuchten Charge	50
5.6	Abhängigkeit des Temperaturverlusts von Verteilersequenz und Alter der Pfannenzustellung zwischen PFO und SGA	50
6.1	Darstellung der Modellierung im Betriebsleitsystem	53
7.1	Diagramm zur Abschätzung des Wärmeübergangskoeffizienten α_{M-U} von einer Wand an Luft ($T_U = 15^\circ\text{C}$) [Hei66]	XIII

7.2	Thermokameraaufnahme von Pfanne 6 nach 63 Chargen	XIV
7.3	Berechnungsergebnisse zum Wärmeübergang	XIV
7.4	Gefitteter Zusammenhang zwischen Innenhemd- und Manteltemperatur im Pfan- nenfeuer	XV
7.5	Abkühlungs- und Desoxidationskoeffizienten [Bar80]	XVI
7.6	Temperaturverlauf der Schmelze aufgrund der Strahlung der Schlackenoberfläche in Abhängigkeit von der Zeit; Ausgangstemperatur 1600 °C [SL68]	XVII
7.7	Histogramm der Abweichung zwischen berechneter und gemessener Verteilertem- peratur, 3 min Mittelwert; Januar 2014	XVIII

Tabellenverzeichnis

2.1	Ausgewählte Wärmeleitfähigkeiten einiger Stoffe	5
4.1	Berechnete Wärmestromdichten aufgrund von Strahlung nach Gleichung 4.5 . . .	13
4.2	Funktioneller Zusammenhang der Temperaturen im Pfannenfeuer	21
4.3	Maximaler Enthalpieverlust des Feuerfestmaterials im Pfannenfeuer	23
4.4	Vereinfachte Abkühlziffern einiger ausgewählter Oxide [Cha98]	35

Worterkklärungen

Abguss	Entleerungsvorgang der Pfanne in der Stranggussverteiler
Abstich	Entleerungsvorgang des EOF in die Pfanne
Ausbringen	Wirkungsgrad des Stoffumsatzes beim Legieren
Charge	Produktionseinheit im Stahlwerk
Güte	Beschreibt mehrere Qualitäten mit ähnlichem Anforderungsprofil
HSU-Modell	Temperaturmodell des Elektrolichtbogenofens
Innenhemd	sichtbare Feuerfestzustellung der Pfanne
Mitlaufschlacke	Schlacke, die beim Abstich aus dem EOF mit in die Pfanne läuft
Qualität	Stahlsorte definiert aus Zusammensetzung, thermischer Behandlung und Umformung
Rüstzeit	Benötigte Zeit zum Vorbereiten einer Anlage für die Produktion
Vorlauf	Zur Verfügung stehende Zeitreserve, durch bereits erschmolzene Chargen
Zusätze	Eingesetzte Legierungs-, Desoxidations- und Aufkohlungsmittel
Zuschläge	Schlackenbildner

Literaturverzeichnis

- [Ame86] AMELING, D. u.: Untersuchung zur Schaumslagkebildung im Elektrolichtbogenofen. 106 (1986), S. 625
- [And12] ANDERSSON, M.: *Projekt Eisenschwammregelung: für die ArcelorMittal Hamburg GmbH*. Hamburg, 2012
- [Ban94] BANNENBERG, N.: Temperaturüberwachung der Stahlschmelze in einem LD-Stahlwerk. In: *Stahl und Eisen* 114 (1994), Nr. 9, S. 77–82
- [Bar80] BARRY, T. I. (Hrsg.): *Special publication. The Chemical Society*. Bd. 34: *The industrial use of thermochemical data: Proceedings*. London, 1980. – ISBN 0851869300
- [BK06] BAEHR, H. D. ; KARL, S.: *Wärme- und Stoffübertragung*. 5., neu bearb. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2006. – ISBN 3–540–32334–1
- [Bög95] BÖGE, A.: *Das Techniker Handbuch*. 14., überarb. und erw. Aufl. Braunschweig : Vieweg, 1995. – ISBN 3528240539
- [Bru14] BRUNNER, M. ; WURLITZER, M. (Hrsg.): *Pfannenfeuer der ArcelorMittal Hamburg GmbH: mündlich*. 04.2014
- [Cha98] CHASE, M. W.: *NIST-JANAF thermochemical tables*. 4. ed. Woodbury and NY : American Institute of Physics, 1998. – ISBN 1563968312
- [DG80] DAS-GUPTA, D.: *Verbesserung der Temperaturtreffsicherheit eines statischen on-line-Modells in einem LD-Stahlwerk*. Wuppertal and Wuppertal, Fachber. Elektrotechnik, Diss., 1980
- [Fel00] FELSCH, T.: *Optimierung der Transportlogistik von Stahlgießpfannen zur Verbesserung der Temperaturführung in einem LD-Stahlwerk*. Clausthal-Zellerfeld, Techn. Univ. Clausthal, Diss., 2000
- [Fra96] FRANK, A.: *Wärmetechnische und logistische Modelle für die Pfannenwirtschaft in einem Stahlwerk mit der Verfahrensrouten Lichtbogenofen - Pfannenofen - Strangguss*. Freiberg, Techn. Univ. Bergakademie, Diss., 1996
- [Fra13] FRANKE, S.: *Taschenbuch der Gießerei-Praxis 2014*. rev. Ausg. Berlin : Schiele & Schön, 2013. – ISBN 3794908511
- [Fre00] FREDMAN, T. P.: Heat transfer in steelmaking ladle refractories and steel temperature. In: *Scandinavian Journal of Metallurgy* (2000), Nr. 29, S. 232–258
- [GLM91] GASTON, A. ; LAURA, R. ; MEDINA, M.: Model for predicting steel temperature and thermal state of casting tundishes. In: *Ironmaking and Steelmaking* 18 (1991), Nr. 5, S. 370–373
- [Gme14] GMEHLING, J.: *Dortmunder Datenbank*. <http://www.ddbst.com/ddb-search.html>. Version: 2014

- [GS79] GRIGULL, U. ; SANDNER, H.: *Wärmeleitung*. Berlin and New York : Springer-Verlag, 1979. – ISBN 3540091696
- [Has] HASSE, S. (Hrsg.): *Taschenbuch 2010 Gießerei-Praxis*
- [Hei66] HEILIGENSTAEDT, W.: *Stahleisen-Bücher*. Bd. 2: *Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen*. 4., umgearb. und verb. Aufl. Düsseldorf : Verl. Stahleisen, 1966
- [Heu14] HEUBNER, U. ; ROSTFREI, Informationsstelle E. (Hrsg.): *Merkblatt 821: Edelstahl Rostfrei - Eigenschaften*. <http://www.edelstahl-rostfrei.de/downloads>. Version: 5, 2014
- [Hoe12] HOELLING, M.: *Errichtung eines Abstichpfannenfeuers im Stahlwerk: Technische Darstellung des Vorhabens*. Hamburg, 2012
- [Ich13] ICHA, P. ; UMWELTBUNDESAMT (Hrsg.): *Entwicklung der spezifischen Kohlendioxid-Emissionen des deutschen Strommix in den Jahren 1990 bis 2012*. <http://www.umweltbundesamt.de/sites/default/files/medien/461>. Version: 2013, Abruf: 31.05.2014
- [ID96] INCROPERA, F. P. ; DEWITT, D. P.: *Fundamentals of heat and mass transfer*. 4. ed. New York and NY u.a : Wiley, 1996 <http://www.loc.gov/catdir/enhancements/fy0706/95046179-d.html>. – ISBN 0471304603
- [KC71] KUBASCHEWSKI, O. (Hrsg.) ; CHART, T. G. (Hrsg.): *On the calculation of temperature changes of a bath of liquid iron caused by adding solid master alloys*. 1971
- [Nus10] NUSSER, K.: *Thermische Simulation von temperaturkritischen Systemen*. Erlangen-Nürnberg, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Diss., 19.11.2010
- [Oet89] OETERS, F.: *Metallurgie der Stahlherstellung*. Düsseldorf and Germany : Verlag Stahleisen, 1989. – ISBN 9783514003545
- [Ome14] OMEGA ; INC., Omega E. (Hrsg.): *Emissivity of Common Materials*. <http://www.omega.com/literature/transactions/volume1/emissivitya.html>. Version: 2014
- [Paw83] PAWLEK, F.: *Metallhüttenkunde*. Berlin : de Gruyter, 1983. – ISBN 3110074583
- [Per] PERRE, Ir. W. d. ; N.V., Heraeus Electro-Nite I. (Hrsg.): *Temperature Measurement in Liquid Metal*
- [Pfe84] PFEIFER, H.: *Modell zur thermischen Simulation von basisch zugestellten Stahlgießpfannen*. Siegen, Univ., Gesamthochsch, Diss., 1984
- [Plu] PLUSCHKELL, W.: *Temperaturverluste von Stahlschmelzen beim Konverterabstich*. Clausthal-Zellerfeld, (Vorlesung Eisenhüttenkunde IIA)
- [Röd13] RÖDEL, A.: *40 Jahre Stahl aus Hamburg: Die Geschichte des Hamburger Stahlwerks*. 1. Hamburg : ArcelorMittal Hamburg GmbH, 2013
- [SL68] SZEKELY, J. ; LEE, R. G.: The Effect of Slag Thickness on Heat Loss from Ladles Holding Molten Steel. In: *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* (1968), Nr. VI
- [Ver81] *Schlackenatlas: Slag atlas*. Düsseldorf : Verl. Stahleisen, 1981. – ISBN 3514002282

- [Vol] VOLKOVA, O.: *5. Spezielle Aspekte der sekundärmetallurgischen Prozesstechnik: Wärmehaushalt einer Pfannereise*. Freiberg, (Kontaktstudium Metallurgie)
- [VW06] VDI-WÄRMEATLAS: *VDI-Wärmeatlas*. 10., bearbeitete und erw. Aufl. Berlin : Springer, 2006 (VDI Buch). – ISBN 3-540-25504-4
- [Web] WEBER, Alt R. Muster M. R. (Hrsg.): *Vorlesungen zur Wärmeübertragung: Teil I: Grundlagen*. 2. Clausthal-Zellerfeld : Papierflieger (International Studies in Science and Engineering). – ISBN 3-89720-797-4
- [XA01] XIA, J.L. ; AHOKAINEN, T.: Transient flow and heat transfer in a steelmaking ladle during the holding period. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* (2001), Nr. 32B, S. 733–741

Anhang

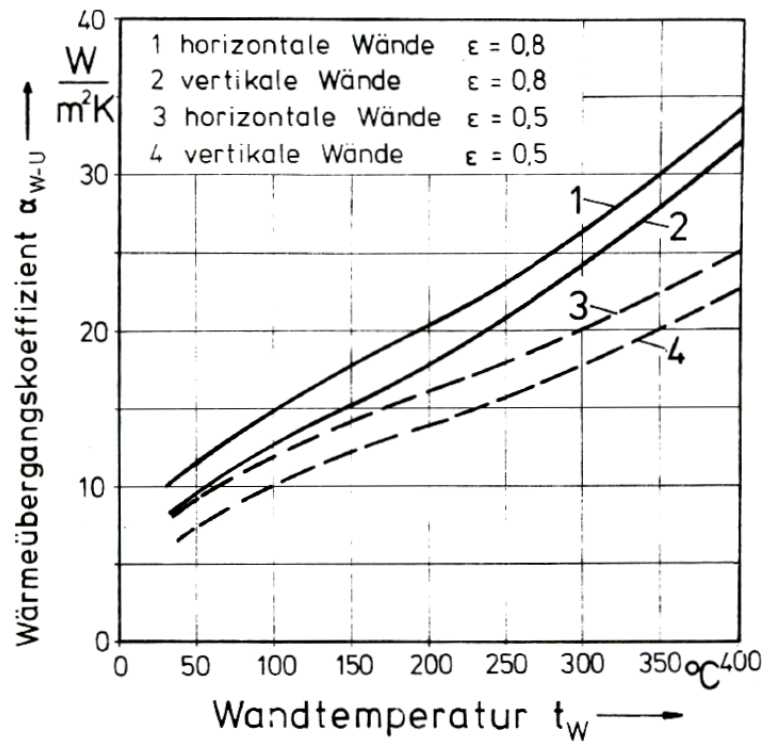


Abbildung 7.1: Diagramm zur Abschätzung des Wärmeübergangskoeffizienten α_{M-U} von einer Wand an Luft ($T_U = 15^{\circ}C$) [Hei66]

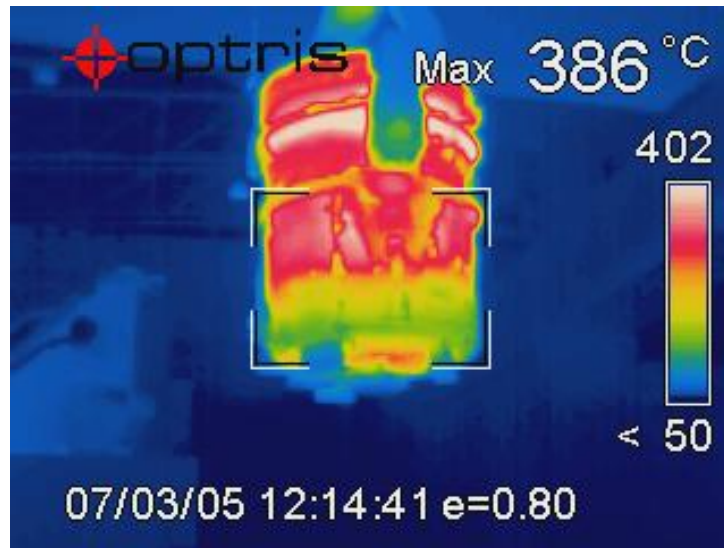


Abbildung 7.2: Thermokameraaufnahme von Pfanne 6 nach 63 Chargen

Eigenschaft								Einheit
Temperatur	50	100	150	200	250	300	350	
Medium :	Luft	Luft	Luft	Luft	Luft	Luft	Luft	-
Druck :	1	1	1	1	1	1	1	[bar]
Temperatur:	50	100	150	200	250	300	350	[°C]
Dichte :	1,0780	0,9329	0,8226	0,7356	0,6714	0,6072	0,5621	[kg / m ³]
Spezifische Enthalpie :	324	374	425	476	528	580	632	[kJ / kg]
Spezifische Entropie :	6,947	7,092		7,334	7,433	7,532	7,617	[kJ / kg K]
Spezifische isobare Wärmekapazität cp :	1,0080	1,0120	1,0180	1,0260	1,0360	1,0460	1,0575	[kJ / kg K]
Isobarer Wärmeausdehnungskoeffizient :	3,10	2,68	2,37	2,12	3,40	1,75	1,62	[10 ⁻³ (1 / K)]
Wärmeleitfähigkeit:	27,880	31,390	34,740	37,950	41,020	44,090	47,025	[10 ⁻³ (W / m * K)]
Dynamische Viskosität :	19,670	21,940	24,072	26,092	27,975	29,860	31,605	[10 ⁻⁶ (Pa s)]
Kinematische Viskosität :	18,2468	23,5181	29,2609	35,4676	41,6667	49,1765	56,2267	[10 ⁻⁶ m ² / s]
Temperaturleitfähigkeit :	256,70	332,60	414,90	503,00	598,65	694,30	799,05	[10 ⁻⁷ m ² / s]
Prandtl-Zahl :	0,711	0,707	0,7051	0,7051	0,7067	0,7083	0,711	-
Realgasfaktor Z :	0,9999	1	1	1	1	1	1	-
beta =1/T:	0,00322	0,00298	0,00277	0,00259	0,00244	0,00230	0,00217	[1/°K]
Filtemperatur T:	310,5	335,5	360,5	385,5	410,5	435,5	460,5	[K]
Filtemperatur T:	37,5	62,5	87,5	112,5	137,5	162,5	187,5	[°C]
Delta T:	25	75	125	175	225	275	325	[K]
Grashof x=5:	3,42E+11	7,22E+11	8,69E+11	9,03E+11	8,77E+11	8,22E+11	7,58E+11	-
Kinematische Viskosität bei Filtemperatur:	16,986	19,485	22,122	24,823	27,685	30,686	33,782	[10 ⁻⁶ m ² / s]
Übergang Turbulent:	0,80	0,63	0,59	0,58	0,59	0,60	0,61	[m]
Nusselt-Zahl Mantel:	624,3	799,2	849,3	860,4	852,6	835,1	813,9	-
h Konv Mantel:	3,48	5,02	5,90	6,53	6,99	7,36	7,65	[W/m ² /K]
q Konv Mantel:	87,03	376,30	737,61	1142,87	1573,75	2025,14	2487,81	[W/m ²]
f1(Pr):	0,3473	0,3464	0,3460	0,3460	0,3463	0,3467	0,3473	-
Grashof x=1,6:	1,12E+10	2,37E+10	2,85E+10	2,96E+10	2,87E+10	2,69E+10	2,48E+10	-
Raleight-Zahl:	7,97E+09	1,67E+10	2,01E+10	2,09E+10	2,03E+10	1,91E+10	1,77E+10	-
Ra * f1(Pr):	2,77E+09	5,79E+09	6,94E+09	7,22E+09	7,03E+09	6,62E+09	6,14E+09	-
Nusselt-Zahl Boden:	46,41	53,80	55,78	56,22	55,92	55,24	54,41	-
h Konv Boden:	0,8087	1,0554	1,2111	1,3334	1,4337	1,5223	1,5993	[W/m ² /K]
q Konv Boden:	20,22	79,15	151,39	233,35	322,57	418,63	519,77	[W/m ²]

Abbildung 7.3: Berechnungsergebnisse zum Wärmeübergang

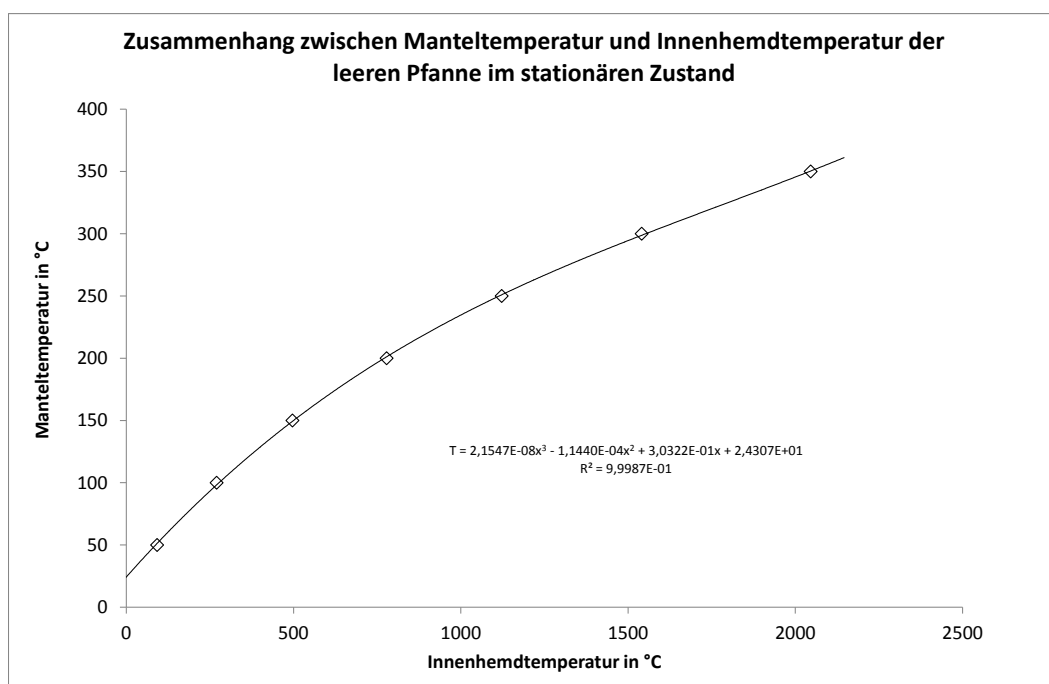


Abbildung 7.4: Gefitteter Zusammenhang zwischen Innenhemd- und Manteltemperatur im Pfannenfeuer

ADDITION	Composition of the Addition (wt. %)	Values of the coefficients			
		$\Delta T_{1\%}$	K_0	K_D	K_R
Aluminium	<u>Al</u> 100	+ 2.5	0.30	270	70
Ferroaluminium	<u>Al</u> 60. Fe 40	-15.1	0.30	160	42
	<u>Al</u> 25. Fe 75	-17.2	0.30	67	17
Aluminium-titanium	<u>Al</u> 20. Ti 80	-10.5	0.30	54	14
	<u>Al</u> 25. Ti 45. Fe 30	-16.7	0.30	67	17
Ferrobaboron					
Ferrobaboron	<u>B</u> 15. Al 1. Si 1. Fe 83	-15.6	0.42	140	64
Carbon	<u>C</u> 100	-55.4	0.02	23	-280
Cementite	<u>C</u> 6.7. Fe 93.3	-17.3	0.02	2	- 19
Cerium	<u>Ce</u> 100	- 0.8	0.33	57	18
Chromium	<u>Cr</u> 100	-22.0	0.18	115	- 25
Ferrochromium	<u>Cr</u> 75. Fe 25	-19.0	0.18	85	- 19
Ferrochromium high C	<u>Cr</u> 64. Si 1. C 5. Fe 30	-23.0	0.18	73	- 16
low C	<u>Cr</u> 73. Si 1. C 0.5. Fe 25.5	-20.1	0.18	83	- 19
Cobalt	Co 100	-13.6	-	-	-
Copper	Cu 100	-20.5	-	-	-
Iron	Fe 100	-16.4	-	-	-
Lanthanum	<u>La</u> 100	- 0.7	0.30	52	13
Manganese (electrolytic)	<u>Mn</u> 98. Fe 2	-18.3	0.22*	62*	- 2*
Ferromanganese high C	<u>Mn</u> 78. Si 1. C 7. Fe 14	-21.7	0.22*	49*	- 2*
low C	<u>Mn</u> 80. Si 1. C 1.5. Fe 17.5	-19.3	0.22*	51*	- 2*
Ferromolybdenum	Mo 50. C 1. Si 4. Fe 45	-13.1	-	-	-
Nickel	Ni 100	-13.2	-	-	-
Ferroniobium	<u>Nb</u> 70. Al 1. Si 1. Fe 28	-10.1	0.21	77	- 4
Ferrophosphorus	P 25. Fe 75	-24.5	-	-	-
Silicon	<u>Si</u> 100	+17.4	0.23	260	0
Ferrosilicon	<u>Si</u> 75. Fe 25	+ 4.4	0.23	195	0
	<u>Si</u> 50. Fe 50	- 8.0	0.23	130	0
Silicochromium high C	<u>Si</u> 12. Cr 60. C 5. Fe 23	-25.9	0.23	31	0
low C	<u>Si</u> 30. Cr 50. C 1. Fe 19	-17.7	0.23	77	0
Silicomanganese	Mn 65. Si 35	-14.6	-	-	-
Ferrotitanium	Ti 70. Al 4. Fe 26	-11.0	0.25	98	11
Ferrotantalum	Ta 56. Nb 9. Si 1. Fe 34	- 8.1	-	-	-
Ferrovandium	<u>V</u> 40. Fe 60	-13.8	0.16	40	- 16
	<u>V</u> 80. Fe 20	-10.0	0.16	80	- 33
Ferrotungsten	W 70. Fe 30	- 9.3	-	-	-
Zirconium	<u>Zr</u> 100	+ 1.6	0.30	105	25

* Value corresponding to pure solid MnO in the oxide phase

** The deoxidizing element of the addition is underlined

Abbildung 7.5: Abkühlungs- und Desoxidationskoeffizienten [Bar80]

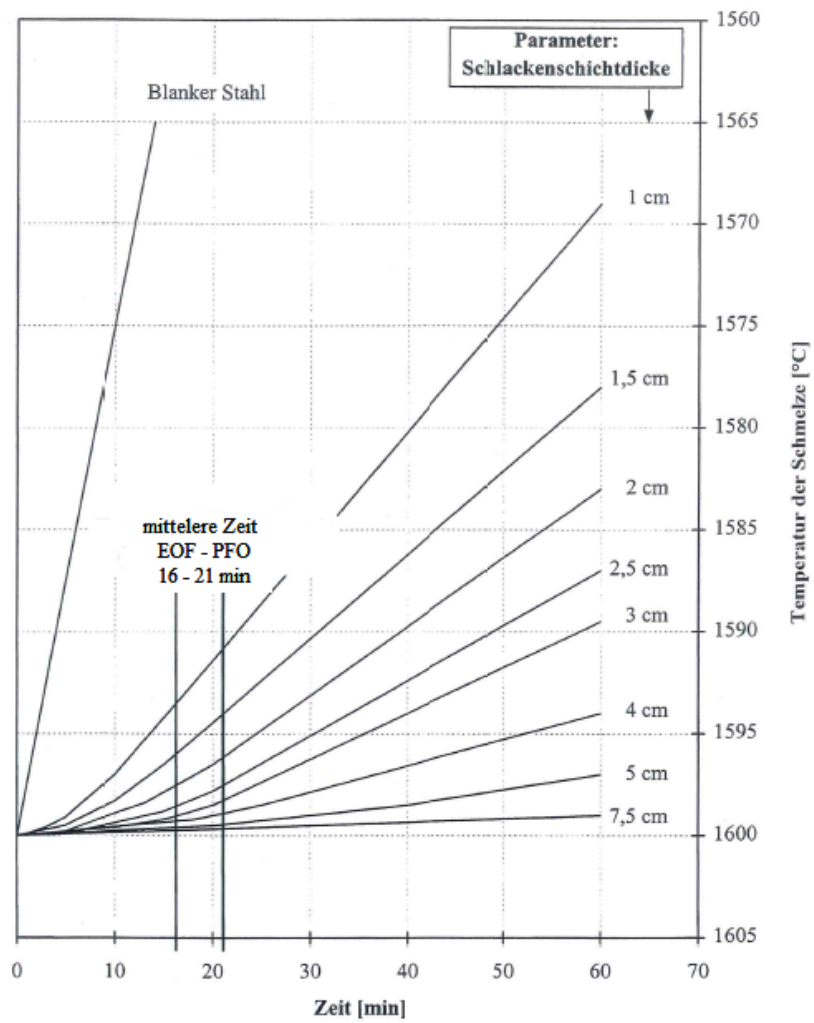


Abbildung 7.6: Temperaturverlauf der Schmelze aufgrund der Strahlung der Schlackenoberfläche in Abhängigkeit von der Zeit; Ausgangstemperatur 1600 °C [SL68]

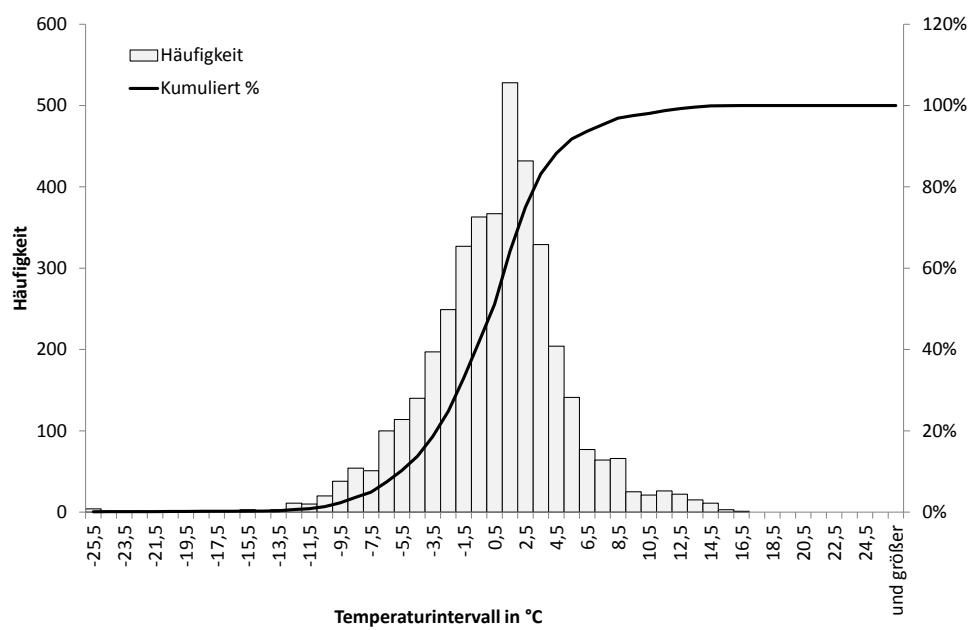


Abbildung 7.7: Histogramm der Abweichung zwischen berechneter und gemessener Verteiler-temperatur, 3 min Mittelwert; Januar 2014